

Запорізький національний технічний університет



ЕЛЕКТРОТЕХНІКА ТА ЕЛЕКТРОЕНЕРГЕТИКА

НАУКОВИЙ ЖУРНАЛ

Виходить двічі на рік

№ 2'2016

Заснований у травні 1999 року.

Засновник і видавець: Запорізький національний технічний університет

Запоріжжя
ЗНТУ
2016

ISSN 1607–6761

Наказом Міністерства освіти і науки України № 1328 від 21.12.2015 р. «Про затвердження рішень Атестаційної колегії Міністерства щодо діяльності спеціалізованих вчених рад від 15 грудня 2015 року» журнал «Електротехніка та електроенергетика» (скорочена назва – Е&Е), який видається з 1999 року, включений до переліку наукових фахових видань України, в яких можуть публікуватися результати дисертаційних робіт на здобуття наукових ступенів доктора і кандидата технічних наук.

Інтернет-сторінка журналу: <http://periodicals.zntu.edu.ua/index.php/1607-6761>.

Інформація для авторів: <http://periodicals.zntu.edu.ua/index.php/1607-6761/information/authors>

Журнал реферується або індексується міжнародними базами INSPEC, Index Copernicus, EBSCO, Google Scholar, ULRICH'S, РИНЦ. Електронна копія журналу розміщена на сайті Національної бібліотеки України імені В. І. Вернадського НАН України у розділі «Наукова періодика України» за адресою: <http://nbuv.gov.ua/portal/>.

Журнал розповсюджується за Каталогом періодичних видань України (передплатний індекс – 22913).

Науковий журнал друкує наукові праці, теоретичні розробки, довідкові матеріали про розробки підприємств, вищих навчальних закладів, НДІ у галузі електротехніки, електроенергетики у відповідності з рубриками:

1. Електротехніка.
2. Електроенергетика.

РЕДАКЦІЙНА КОЛЕГІЯ

Головний редактор д-р техн. наук Яримбаш Д. С.
Заст. гол. редактора д-р техн. наук Тиховод С. М.

Члени редколегії:

д-р техн. наук Оніщенко Г. Б., Росія,
д-р техн. наук Чунашвілі Б. М., Грузія,
д-р техн. наук Андрієнко П. Д., Україна,
д-р техн. наук Биковський О. Г., Україна,
д-р техн. наук Зіновкін В. В., Україна,
д-р техн. наук Зірка С. Є., Україна,
д-р техн. наук Кириленко О. В., Україна,
д-р техн. наук Клепіков В. Б., Україна,

д-р фіз.-мат. наук Корніч Г. В., Україна,
канд. техн. наук Метельський В. П., Україна,
д-р фіз.-мат. наук Онуфрієнко В. М., Україна,
д-р техн. наук Пересада С. М., Україна,
д-р техн. наук Півняк Г. Г., Україна,
д-р техн. наук Піза Д. М., Україна,
д-р техн. наук Пуйло Г. В., Україна,
канд. техн. наук Яримбаш С. Т., Україна,

Рекомендовано до видання Вченою радою Запорізького національного технічного університету, протокол №4 від 19.12.16 року.

Рукописи проходять незалежне рецензування із залученням провідних фахівців, за результатами якого редакційна колегія приймає рішення про опублікування. У разі невідповідності матеріали не повертаються авторіві.

Адреса редакції: 69063, м. Запоріжжя, вул. Жуковського, 64.
Тел.: (061) 7–698–296, факс: (061) 764–21–41.
E-mail: rvv@zntu.edu.ua

ЗМІСТ

I ЕЛЕКТРОТЕХНІКА

Яримбаш Д. С., Яримбаш С. Т., Дівчук Т. Є., Килимник І. М. ОСОБЛИВОСТІ РОЗПОДІЛЕННЯ МАГНІТНИХ ПОТОКІВ У РЕЖИМІ НЕРОБОЧОГО ХОДУ СИЛОВИХ ТРАНСФОРМАТОРІВ.....	5
Малюшевська А. П., Ющишина Г. М. ВПЛИВ МОРФОЛОГІЧНИХ ОСОБЛИВОСТЕЙ КОНДЕНСАТОРНИХ ПОЛІМЕРНИХ ПЛІВОК НА ЇХ ДЕФОРМАЦІЙНІ ВЛАСТИВОСТІ.....	13
Иванков В. Ф., Басова А. В. РАСЧЕТ ТЕПЛОВЫХ CFD-МОДЕЛЕЙ ТРАНСФОРМАТОРНОГО ОБОРУДОВАНИЯ С МАСЛЯНЫМ ОХЛАЖДЕНИЕМ.....	19
Остренко М. В., Тиховод С. М. РАСЧЕТ ПОТЕРЬ В ЭЛЕМЕНТАХ КОНСТРУКЦИИ СИЛОВЫХ ТРАНСФОРМАТОРОВ И РЕАКТОРОВ МЕТОДОМ КОНЕЧНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ С ГРАНИЧНЫМИ УСЛОВИЯМИ ИМПЕДАНСНОГО ТИПА.....	33
Яримбаш Д. С., Коцур М. И., Яримбаш С. Т., Коцур И. М. ОСОБЕННОСТИ ТРЕХМЕРНОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫХ ПОЛЕЙ АСИНХРОННОГО ДВИГАТЕЛЯ.....	43
Андрієнко П. Д., Шило С. І., Каплієнко О. О. ДОСЛІДЖЕННЯ ДИНАМІЧНИХ РЕЖИМІВ ЕЛЕКТРОДВИГУНА ПОСЛІДОВНОГО ЗБУДЖЕННЯ З ІМПУЛЬСНИМИ СХЕМАМИ РЕГУЛЮВАННЯ ЕЛЕКТРОПРИВОДУ.....	51

II ЕЛЕКТРОЕНЕРГЕТИКА

Ніценко В. В., Кулагін Д. О., Махлін П. В. ДОСЛІДЖЕННЯ ПОХИБОК ТРАНСФОРМАТОРІВ СТРУМУ У СИСТЕМАХ РЕЛЕЙНОГО ЗАХИСТУ В УСТАЛЕНИХ ТА ПЕРЕХІДНИХ РЕЖИМАХ ЕНЕРГОСИСТЕМИ.....	59
Доморощин С. В., Махлін П. В. ВИЗНАЧЕННЯ СПРАЦЬОВАНОГО РЕСУРСУ ЕЛЕГАЗОВОГО ВИМИКАЧА ТИПУ HGF 100/2 В,SGECALSTНОМЗА НЕЧІТКОЮ МОДЕЛЛЮ.....	72

CONTENTS

I ELECTROTECHNICS

Yarymbash D. S., Yarymbash S. T., Divchuk T. E., Kylymnik I. M. THE FEATURES OF MAGNETIC FLUX DISTRIBUTION OF THE IDLING MODE OF THE POWER TRANSFORMERS.....	5
Malyushevskaya A. P., Yushchishina A. N. INFLUENCE OF MORPHOLOGICAL CHARACTERISTICS OF POLYMER CAPACITOR FILMS ON THEIR DEFORMATION PROPERTIES.....	13
Ivankov V. F., Basova A. V. CALCULATION OF CFD-THERMAL MODELS OF OIL-COOLED TRANSFORMER EQUIPMENT.....	19
Ostrenko M. V., Tykhovod S. M. CALCULATION OF LOSSES IN ELEMENTS OF CONSTRUCTION OF POWER TRANSFORMERS AND REACTORS BY FINITE ELEMENT METHOD WITH SURFACE IMPEDANCE BOUNDARY CONDITIONS.....	33
Yarymbash D. S., Kotsur M. I., Yarymbash S. T., Kotsur I. M. FEATURES OF THREE-DIMENSIONAL SIMULATION OF THE ELECTROMAGNETIC FIELDS OF THE ASYNCHRONOUS MOTORS.....	43
Andrienko P. D., Shilo S. I., Kaplienko O. O. RESEARCH OF SUCCESSIVE EXCITATION ELECTRIC MOTOR DYNAMIC MODES WITH PULSED SCHEMES OF THE ELECTRIC DRIVE REGULATION.....	51

II ELECTROENERGETICS

Nitsenko V. V., Kulagin D. O., Makhlin P. V. INVESTIGATION OF ERRORS OF CURRENT TRANSFORMERS IN THE PROTECTION SYSTEMS IN STEADY AND TRANSIENT CONDITIONS OF ENERGY SYSTEM.....	59
Domoroshchyn S.V., Makhlin P. V. THE DEVELOPED RESOURCE DEFINITION OF GAS-INSULATED SWITCH TYPE H G F 100/2 B, C GEC ALSTHOM FOR A FUZZY MODEL.....	72

I. ЕЛЕКТРОТЕХНІКА

УДК 621.3.013.1

Яримбаш Д. С.¹, Яримбаш С. Т.², Дівчук Т. Є.³, Килимник І. М.⁴¹Д-р техн. наук, доцент, Запорізький національний технічний університет, Україна, e-mail: yarymbash@gmail.com^{2,4}Канд. техн. наук, доцент, Запорізький національний технічний університет, Україна³Старш. викладач, Запорізький національний технічний університет, Україна

ОСОБЛИВОСТІ РОЗПОДІЛЕННЯ МАГНІТНИХ ПОТОКІВ У РЕЖИМІ НЕРОБОЧОГО ХОДУ СИЛОВИХ ТРАНСФОРМАТОРІВ

Мета роботи. Розробка нового підходу до математичного моделювання у структурі засобів FEMM змінних у часі процесів електромагнітного перетворення енергії в силових розподільчих трансформаторах і визначення параметрів неробочого ходу з урахуванням нелінійних магнітних властивостей електротехнічних сталей і особливостей конструкції трифазних шихтованих магнітних систем, що забезпечує підвищення точності визначення розподілення магнітних потоків і параметрів неробочого ходу.

Методи досліджень. Чисельне моделювання зв'язаних електричних та магнітних полів в силових розподільчих трансформаторах методами скінчених елементів та теорії електромагнітного поля.

Отримані результати. Представлено теоретичні дослідження моделювання зв'язаних електричних та магнітних полів на основі чисельної реалізації методом скінчених елементів узагальненої 2D моделі силового розподільчого трансформатора, яка дозволяє врахувати нелінійність магнітних властивостей електротехнічної сталі та зміни кутових зсувів струмів фазних обмоток у режимі неробочого ходу. Проаналізовано розподілення і форми часових кривих магнітних потоків у магнітній системі трифазного розподільчого трансформатора. Визначено гармонійний склад часових кривих магнітних потоків у стрижнях, ярах, кутах магнітної системи і відповідні коефіцієнти несинусоїдальності. Виконано корегування для розподілу діючих значень магнітних потоків у кутах для визначення активної та реактивної потужності в трифазних магнітних системах, що забезпечує підвищення точності розрахунку параметрів неробочого ходу трифазного розподільчого трансформатора.

Наукова новизна. Запропоновано методику для аналізу розподілення і форми часових кривих магнітних потоків у магнітній системі трифазного розподільчого трансформатора, яка дозволяє врахувати нелінійність магнітних властивостей електротехнічної сталі та зміни кутових зсувів струмів фазних обмоток у режимі неробочого ходу. Визначено гармонійний склад часових кривих магнітних потоків в магнітній системі трифазного розподільчого трансформатора і відповідні коефіцієнти несинусоїдальності, а також встановлено їх кількісні відмінності у стрижнях, ярах, кутах магнітної системи.

Практична значимість. Запропоновано методику корегування для розподілу діючих значень магнітних потоків у кутах для визначення активної та реактивної потужності в трифазних магнітних системах, яка забезпечує підвищення точності розрахунку параметрів неробочого ходу трифазного розподільчого трансформатора (відносна похибка до 5%) на етапі конструкторської підготовки виробництва.

Ключові слова: математична модель, магнітне поле, векторний магнітний потенціал, метод скінчених елементів, неробочий хід, трифазний силовий трансформатор, гармонійний склад, магнітний потік, активна і реактивна потужність.

ВСТУП

При низькому завантаженні виробничої потужності промислових підприємств, насамперед електрометалургійних, реактивна потужність багатьох розподільчих силових трансформаторів, що працюють у режимі неробочого ходу, істотним чином впливає на роботу енергосистем, особливо на втрати від перетікання реактивної енергії [1]. Це потребує зменшення струмів неробочого ходу для нових типів розподільчих трансформаторів, а також підвищення точності розрахунку параметрів неробочого ходу шляхом застосування сучасних моделей і програмних засобів для підвищення точності визначення параметрів, похибка яких при застосуванні діючої інженерної методики може сягати до 30% [2].

До паспортних даних трансформатора, які потребують обов'язкового визначення для кожного виготовленого або відремонтованого розподільчого трансформа-

тора, відносяться струм і активні втрати неробочого ходу. Струм неробочого ходу є питомою характеристикою реактивної потужності трансформатора, точність визначення якої є недостатньою і потребує істотного поліпшення. Сучасні інженерні методики для визначення параметрів неробочого ходу потребують великої кількості коригуючих коефіцієнтів, що визначаються шляхом порівняльного аналізу розрахункових параметрів і даних випробувань у дослідних і виробничих умовах. Таким чином, достовірна область їх застосування обмежується лише проектуванням окремих типів в існуючих серіях трансформаторів.

Для розробки нових серій енергоефективних розподільчих трансформаторів, як правило, застосовуються сучасні програмні засоби математичного моделювання електромагнітних процесів перетворення енергії змінного струму, наприклад ANSYS, Maxwell, Edmag3D,

COMSOL Multiphysics, [3]. Наведені програми характеризуються великою вартістю, складними інтерфейсами, значними вимогами відносно швидкодії та ресурсів обчислювальної техніки, що істотно обмежує доступ до них користувачів проектних установ і підприємств.

Альтернативою до наведених програмних засобів є універсальні програмні пакети математичного моделювання, які мають статус freeware. Вони є доступними і зручними в інженерній практиці але мають обмеження щодо моделювання змінних у часі процесів. Тому розробка методики застосування сучасних засобів математичного моделювання і програмного забезпечення із статусом freeware для підвищення ефективності конструкторської підготовки виробництва є актуальною задачею у науковому і практичному плані. Одним із найбільш розповсюджених пакетів програм є FEMM (Finite Element Method Magnetics) [4], але його застосування обмежено лише 2D частотними моделями або моделями постійного струму. Це потребує розробки спеціальних підходів і методики для моделювання процесів електромагнітного перетворення енергії змінного струму у середовищах з нелінійними магнітними властивостями.

ФОРМУЛЮВАННЯ ЦІЛЕЙ СТАТТІ

Метою роботи є розробка нового підходу до математичного моделювання у структурі засобів FEMM змінних у часі процесів електромагнітного перетворення енергії в силових розподільчих трансформаторах і визначення параметрів неробочого ходу з урахуванням нелінійних магнітних властивостей електротехнічних сталей і особливостей конструкції трифазних шихтованих магнітних систем, що забезпечує підвищення точності визначення розподілення магнітних потоків і параметрів неробочого ходу.

МЕТОДИКА ДОСЛІДЖЕНЬ

Необхідно взяти до уваги позитивний досвід застосування FEMM до чисельно-польового моделювання обертових електричних машин, які збуджуються синусоїдально змінними у часі струмами, а також до розрахунку струмів, що індуковані змінним магнітним полем у провідникових середовищах [5]. Із врахуванням подібності електромагнітних процесів в обертових електричних машинах і силових трансформаторах у режимі неробочого ходу математичній моделі змінного у часі електромагнітного поля ставлять у відповідність сукупність стаціонарних моделей постійного струму, значення якого відповідають миттєвим значенням струмів обмоток різних фаз трансформатора у визначені моменти часу. Наведені припущення повністю відповідають класичному підходу до визначення впливу нелінійних властивостей електротехнічної сталі магнітної системи на форму кривих індукції та магнітних потоків у поперечних перерізах стрижнів і ярм [2].

Таким чином, математичній моделі змінного у часі магнітного поля у формулюваннях векторного магнітного потенціалу [4,6]:

$$\begin{cases} \operatorname{rot}\left(\frac{1}{\mu}\operatorname{rot}\mathbf{A}\right) + \sigma\partial\mathbf{A}/\partial t = \mathbf{J}_{\text{ex}}, \\ \mathbf{B} = \operatorname{rot}\mathbf{A}, \\ \mathbf{B} = \mu_0 \cdot \mu(\mathbf{H}) \cdot \mathbf{H}, \\ \mathbf{H} = \mathbf{i} \cdot \mathbf{H}_x + \mathbf{j} \cdot \mathbf{H}_y, \end{cases} \quad (1)$$

можна поставити у відповідність вектор математичних моделей стаціонарного магнітного поля [4]:

$$\begin{cases} \left\{ \operatorname{rot}\left(\frac{1}{\mu_0 \cdot \mu(\mathbf{H}_k)}\operatorname{rot}\mathbf{A}_k\right) = \mathbf{J}_k \right\}, \\ \left\{ \mathbf{B}_k = \operatorname{rot}\mathbf{A}_k \right\}, \\ \left\{ \mathbf{B}_k = \mu_0 \cdot \mu(\mathbf{H}_k) \cdot \mathbf{H}_k \right\}, \\ \left\{ \mathbf{H}_k = \mathbf{i} \cdot \mathbf{H}_{xk} + \mathbf{j} \cdot \mathbf{H}_{yk} \right\}, k = (1, \dots, K) \end{cases} \quad (2)$$

компоненти якого відповідають компонентам векторів значень сил намагнічування, що визначаються для обмоток кожної з трьох фаз:

$$\begin{cases} \left\{ I_{A,k} \right\} = \left\{ I_m \cdot W \cdot \sin(\omega \cdot \tau_k) \right\}, \\ \left\{ I_{B,k} \right\} = \left\{ I_m \cdot W \cdot \sin\left(\omega \cdot \tau_k - 2 \cdot \frac{\pi}{3}\right) \right\}, \\ \left\{ I_{C,k} \right\} = \left\{ I_m \cdot W \cdot \sin\left(\omega \cdot \tau_k - 4 \cdot \frac{\pi}{3}\right) \right\}, \\ k = (1, \dots, K), \end{cases} \quad (3)$$

у відповідності до вектору моментів часу, що задані із постійним часовим тактом для одного періоду змінного струму частотою 50 Гц:

$$\left\{ \tau_k \right\} = \left\{ (k-1) \cdot \Delta\tau \right\}, k = (1, \dots, K), \Delta\tau = 0,02/(K-1), \quad (4)$$

де \mathbf{A} , \mathbf{A}_k – векторні магнітні потенціали, \mathbf{B} , \mathbf{H} – вектори магнітної індукції та напруженості магнітного поля із проекціями, $\mu_0 \cdot \mu$ – магнітна проникність підобластей у розрахунковій області, W – число витків первинної обмотки (обмотки високої напруги), $I_{A,k}$, $I_{B,k}$, $I_{C,k}$, I_m – фазні струми і амплітуда струму в первинних обмотках трансформатора, ω – кутова частота, $\Delta\tau$ – часовий такт, τ_k – момент часу k -го такту.

Береться до уваги, що трифазні розподільчі силові трансформатори мають плоский тип магнітної системи. Тому достатньо обмежитися 2D областю моделювання у перерізі силового трансформатора вертикальною площиною. Вказана площина проходить через осі стрижнів

магнітної системи. До розрахункової області взято магнітну систему із стрижнями, ярмами, кутами із повним косим стиком, первинними обмотками і баком трансформатора. Товщину конструкційної сталі баку трансформатора для режиму неробочого ходу можна не враховувати. Контур баку збігається із зовнішньою конфігурацією розрахункової області. Глибина розрахункової області обирається таким чином, щоб площа ступінчастих стрижнів фаз співпадала із площами відповідних прямокутників із сторонами, які дорівнюють діаметрам стрижнів.

Система рівнянь (1) замикається векторами граничних умов і умов спряження. На зовнішньому контурі Г області моделювання мають виконуватися однорідні умови Дирихле для векторного магнітного потенціалу, які вказують на відсутність перетинання магнітним потоком зовнішньої конфігурації розрахункової області для кожного моменту часу τ_k :

$$\{\mathbf{A}_k|_{\Gamma} = 0\}, k = (1, \dots, K) \quad (4)$$

Між різними елементами конструкції активної частини силового трансформатора та іншими суцільними середовищами із різними електрофізичними властивостями задаються умови, які визначають рівність дотичних складових напруженості магнітного поля на внутрішніх границях спряження:

$$\{\mathbf{H}_{\tau k,1} = \mathbf{H}_{\tau k,2}\}_{\Pi} = 0. \quad (5)$$

Магнітні властивості електротехнічної сталі задаються дискретними масивами $\{B_j, H_j\}$, що відображають залежність магнітної індукції від напруженості магнітного поля.

Перевагою FEMM є наявність засобів, які дозволяють інтерполювати наведені дискретні масиви методами сплайн-інтерполяції та отримати безперервну функцію залежності $B = f(H)$

ОСНОВНІ РЕЗУЛЬТАТИ

В режимі неробочого ходу розрахунки магнітного поля в 2D області активної частини силового трансформатора ТМ 1600/35 здійснюються шляхом реалізації математичної моделі (1)–(5) методом скінчених елементів у програмному пакеті FEMM для 40 миттєвих значень часу із тактом 0,005 с.

За допомогою інтерфейсу візуалізації програми FEMM отримуються розподіли силових ліній (ліній рівня для різних сталей значень векторного магнітного потенціалу) та модулів магнітної індукції по поверхні 2D області моделювання (рис. 1), які також оцифровуються і накопичуються, як файли чисельно-польового експерименту.

Засобами FEMM за даними моделювання для кожного моменту часу обчислюються значення магнітних потоків у стрижнях, ярмах і кутах з косим стиком для крайніх стрижнів магнітної системи:

$$\Phi_m = \int_{S_m} (B, ds)$$

та середні значення індукції:

$$B_m = \Phi_m / S_m,$$

які представлено на рис. 2.

Всі криві середніх значень індукції характеризуються областями сплюснення, протяжність яких наближається до 24% від часового періоду.

Для подальшого аналізу визначаються діючі значення індукції:

$$B_{mд} = \sqrt{\frac{1}{T} \int_0^T B_m^2 dt} \approx \sqrt{\frac{1}{40} \sum_{k=1}^{40} B_{m,k}^2} \quad (6)$$

та коефіцієнти гармонійних складових:

$$\left\{ \begin{aligned} a_{kA} &= \frac{2}{N} \cdot \sum_{i=0}^{N-1} B_{mдA_i} \cdot \cos(k \cdot \omega \cdot i \Delta \tau), b_{kA} = \\ &= \frac{2}{N} \cdot \sum_{i=0}^{N-1} B_{mдA_i} \cdot \sin(k \cdot \omega \cdot i \Delta \tau), \\ a_{kB} &= \frac{2}{N} \cdot \sum_{i=0}^{N-1} B_{mдB_i} \cdot \cos\left(k \cdot \left(\omega \cdot i \Delta \tau - \frac{2 \cdot \pi}{3}\right)\right), b_{kB} = \\ &= \frac{2}{N} \cdot \sum_{i=0}^{N-1} B_{mдB_i} \cdot \sin\left(k \cdot \left(\omega \cdot i \Delta \tau - \frac{2 \cdot \pi}{3}\right)\right), \\ a_{kC} &= \frac{2}{N} \cdot \sum_{i=0}^{N-1} B_{mдC_i} \cdot \cos\left(k \cdot \left(\omega \cdot i \Delta \tau - \frac{4 \cdot \pi}{3}\right)\right), b_{kC} = \\ &= \frac{2}{N} \cdot \sum_{i=0}^{N-1} B_{mдC_i} \cdot \sin\left(k \cdot \left(\omega \cdot i \Delta \tau - \frac{4 \cdot \pi}{3}\right)\right) \end{aligned} \right. \quad (7)$$

у гармонійній апроксимації середніх значень індукції в стрижнях (рис. 2)

$$\left\{ \begin{aligned} B_A(\tau) &= a_{0A} / 2 + \\ &+ \sum_{i=0}^K [a_{iA} \cos(\omega \cdot \tau) + b_{iA} \sin(\omega \cdot \tau)], \\ B_B(\tau) &= a_{0B} / 2 + \\ &+ \sum_{i=0}^K [a_{iB} \cos(\omega \cdot \tau - 2\pi/3) + b_{iB} \sin(\omega \cdot \tau - 2\pi/3)], \\ B_C(\tau) &= a_{0C} / 2 + \\ &+ \sum_{i=0}^K [a_{iC} \cos(\omega \cdot \tau - 4\pi/3) + b_{iC} \sin(\omega \cdot \tau - 4\pi/3)] \end{aligned} \right. \quad (8)$$

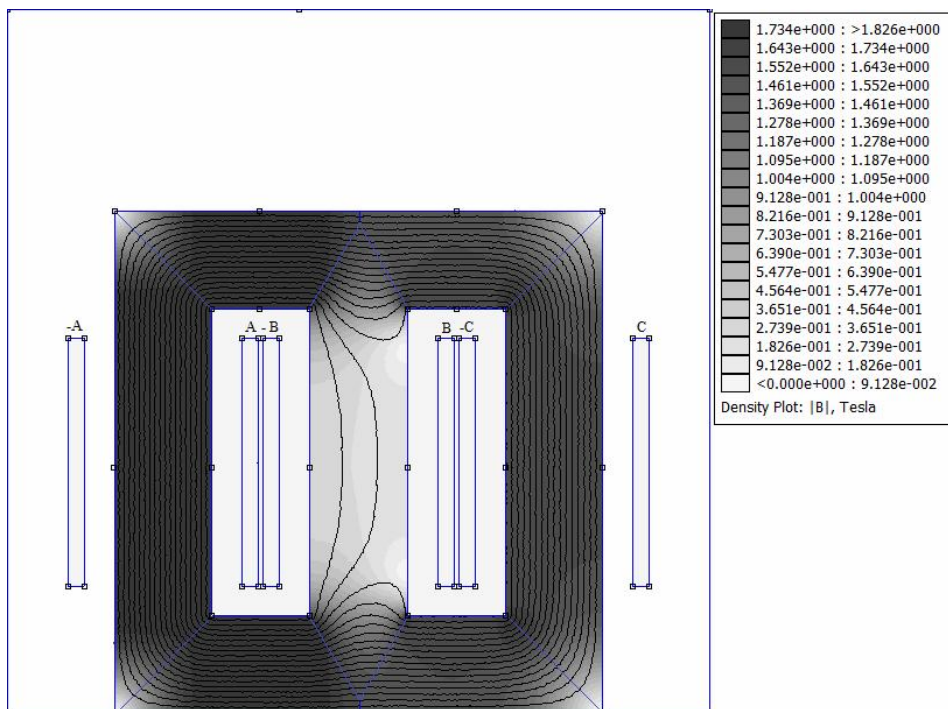


Рисунок 1 – Розподіл ліній рівного магнітного потенціалу та індукції магнітного поля трансформатора для режиму неробочого ходу

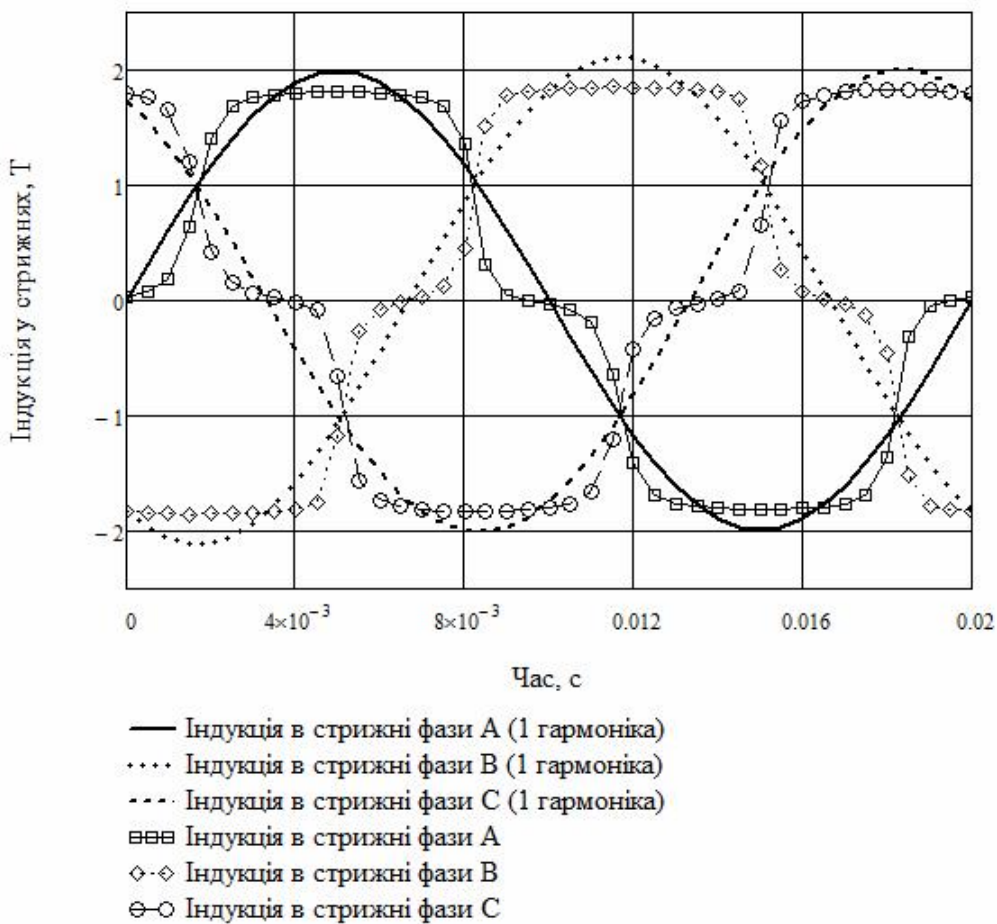


Рисунок 2 – Часові зміни індукції магнітного поля у стрижнях трансформатора для режиму неробочого ходу

із амплітудами та діючими значеннями індукцій у відповідних стрижнях:

$$\begin{cases} B_{mA_i} = \sqrt{a_{iA}^2 + b_{iA}^2}, B_{дA_i} = B_{mA_i} / \sqrt{2}, \\ B_{mB_i} = \sqrt{a_{iB}^2 + b_{iB}^2}, B_{дB_i} = B_{mB_i} / \sqrt{2}, \\ B_{mC_i} = \sqrt{a_{iC}^2 + b_{iC}^2}, B_{дC_i} = B_{mC_i} / \sqrt{2}, \end{cases} \quad (9)$$

за якими визначаються також коефіцієнти несинусоїдності:

$$\begin{aligned} & \left\{ K_A = \sqrt{\sum_{i>1}^K (B_{mA_i})^2} / B_{mA_1}, K_B = \right. \\ & \left. = \sqrt{\sum_{i>1}^K (B_{mB_i})^2} / B_{mB_1}, K_C = \sqrt{\sum_{i>1}^K (B_{mC_i})^2} / B_{mC_1} \right\}. \quad (10) \end{aligned}$$

Для сплющеної форми часових кривих індукцій у стрижнях (рис. 2) коефіцієнти несинусоїдності (10) наближаються до 20%.

Відповідно до інженерної методики розрахунок параметрів неробочого ходу здійснюється лише за діючими значеннями перших гармонійних

складових індукцій у стрижнях – $\left(\frac{B_{mA_1} + B_{mB_1} + B_{mC_1}}{3 \cdot \sqrt{2}} \right)$,

ярмах – $\frac{1}{k_{\text{я}}} \cdot \left(\frac{B_{mA_1} + B_{mB_1} + B_{mC_1}}{3 \cdot \sqrt{2}} \right)$ і косих стиках –

$\left(\frac{B_{mA_1} + B_{mB_1} + B_{mC_1}}{6} \right)$.

Похибка інженерних розрахунків діючих значень індукцій не перевищує 1,00% у порівнянні з даними чисельно-польового моделювання і співвідношення (6).

Засобами чисельно-польового моделювання доводиться, що припущення інженерної методики щодо рівномірного розподілу індукцій у стиках крайніх стрижнів (фази А, С) із верхніми та нижніми ярмами не виконуються, адже цей розподіл є різко нерівномірним (рис. 3). Оскільки залежності питомих втрат і питомої реактивної

потужності від значень індукції є нелінійними, то значно збільшується їх нерівномірність у косих стиках (рис. 3).

До обробки дискретних даних моделювання застосовуються методи нормування і поліноміальної регресії із ступенями поліномів, які дорівнюють 6

$$\begin{aligned} & \{B_{cm}(r), p_{cm}(r), q_{cm}(r)\} = \\ & = \left\{ \sum_{i=0}^6 \tilde{b}_{cm,i} \cdot r^i, \sum_{i=0}^6 \tilde{p}_{cm,i} \cdot r^i, \sum_{i=0}^6 \tilde{q}_{cm,i} \cdot r^i \right\}, \quad (11) \end{aligned}$$

що дозволило зменшити похибку обробки даних до 0,925%. Коефіцієнти поліноміальної регресії наводяться у табл. 1.

Втрати і реактивні потужності у косих стиках зовнішніх кутів магнітної системи розраховуються із застосуванням нормованих рівнянь поліноміальної регресії (11). Відзначається, що для дослідного трансформатора активні втрати у косих стиках є більшими на 17,386%, а реактивна потужність – на 39,242% порівняно із значеннями, які розраховуються за класичною інженерною методикою [2]. Це призводить до визначення активних втрат неробочого ходу більшими на 2,4% і струму неробочого ходу на 5,6% щодо розрахунків за інженерною методикою. Наведені похибки інженерної методики, як правило, компенсують шляхом введення коригуючих емпіричних коефіцієнтів, які визначають шляхом обробки даних багатьох трансформаторів різних типів і потужності [2]. Але дані коефіцієнти є достовірними лише для проектування трансформаторів у межах їх попередніх серій.

Запропонований підхід до визначення параметрів неробочого ходу трансформатора врахує нерівномірність розподілу індукції у косих стиках ярм і крайніх стрижнів. Це усуває вказаний недолік інженерної методики розрахунку і розширює область її застосування для проектування нових трансформаторів поза існуючими серіями та для нових марок електротехнічних сталей. Застосування чисельно-польового моделювання в структурі засобів FEMM не потребує будь-яких витрат на дороге спеціалізоване програмне забезпечення, а простота інтерфейсу FEMM не висуває додаткових вимог до проєктантів.

ВИСНОВКИ

Запропонована 2D модель магнітного поля силового трансформатора в режимі неробочого ходу і методика

Таблиця 1 – Коефіцієнти поліноміальної регресії

Ступінь	r^0	r^1	r^2	r^3	r^4	r^5	r^6
Індукція	1	-0,384	4,33	-20,945	40,754	-38,458	13,703
Питомі втрати	0,999	-0,024	-1,378	4,212	-15,317	17,759	-6,25
Питома реактивна потужність	0,998	-1,009	9,538	-49,542	85,588	-61,549	15,976

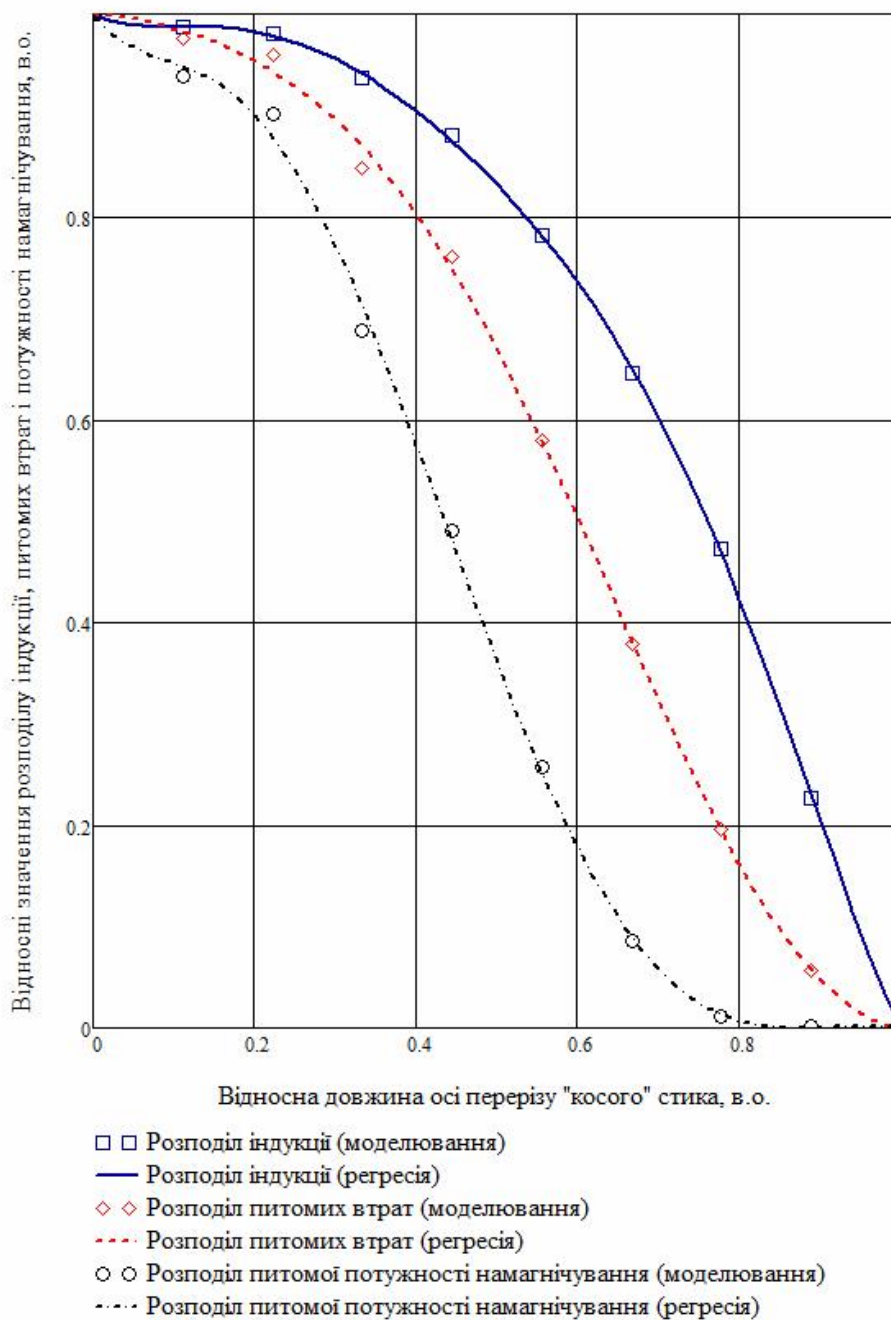


Рисунок 3 – Розподіл нормованих значень індукції, питомих втрат і потужності намагнічування в «косому» стика

чисельно-польового моделювання дозволяють врахувати впливи вищих гармонійних складових магнітного потоку і нерівномірність розподілу індукції у косих стиках крайніх стрижнів на питомі втрати і питому реактивну потужність.

Використання методів нормування і поліноміальної регресії забезпечує достовірне визначення додаткових втрат у косих стиках, розширює область застосування інженерної методики для проектування нових типів силових трансформаторів і електротехнічних сталей та істотно підвищує точність розрахунку параметрів неробочого ходу із зменшенням похибок майже на 5%.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Методика обчислення плати за перетікання реактивної електроенергії між електропередавальною організацією та її споживачами. Затверджена Наказом Міністерства палива та енергетики України 17 січня 2002 р. № 19, зареєстрована в Міністерстві юстиції України 1 лютого 2002 р. за № 93/6381, <http://zakon4.rada.gov.ua/laws/show/z0093-02>.
2. Тихомиров П. М. Расчет трансформаторов / П. М. Тихомиров – М.: Энергоатомиздат, 1986. – 528 с.

- 3 Васьковський Ю. М., Польовий аналіз електричних машин: Навч. посіб. – К.: НТУУ «КПІ», 2007. – 192 с.
- 4 Байда Е. И. Расчет электромагнитных и тепловых полей с помощью программы FEMM / Е. И. Байда – Харьков НТУ ХПИ, 2015 – 94 с.
- 5 Милых В. И. Анализ гармонического состава переменного магнитного поля, связанного с вращающимся ротором турбогенератора, в режимах холостого хода и короткого замыкания / В. И. Милых, Н. В. Полякова // Електротехніка та електроенергетика – 2013. – №2. – С. 5–13.
- 6 Буль О. Б., Методы расчета магнитных систем электрических аппаратов/ О. Б. Буль – М.: Академия, 2005. – 337с.

Ярымбаш Д. С.¹, Ярымбаш С. Т.², Дивчук Т. Е.³, Килимник І. М.⁴,

¹Д-р техн. наук, доцент, Запорожский национальный технический университет, Украина, e-mail: Yarymbash@gmail.com

^{2,4}Канд. техн. наук, доцент, Запорожский национальный технический университет, Украина,

³Старш. преподаватель, Запорожский национальный технический университет, Украина.

ОСОБЕННОСТИ РАСПРЕДЕЛЕНИЯ МАГНИТНЫХ ПОТОКОВ В РЕЖИМЕ ХОЛОСТОГО ХОДА СИЛОВЫХ ТРАНСФОРМАТОРОВ

Цель работы. Разработка нового подхода к математическому моделированию в структуре средств FEMM переменных во времени процессов электромагнитного преобразования энергии в силовых распределительных трансформаторах и определение параметров холостого хода с учетом нелинейности магнитных свойств электротехнических сталей и особенностей конструкции трёхфазных шихтованных магнитных систем, которая обеспечивает повышение точности определения распределения магнитных потоков и параметров холостого хода.

Методика исследования. Численное моделирование сопряженных электрических и магнитных полей в силовых распределительных трехфазных трансформаторах методами конечных элементов и теории электромагнитного поля.

Полученные результаты. Представлены теоретические исследования моделирования сопряженных электрических и магнитных полей на основе численной реализации методом конечных элементов обобщенной 2D модели силового распределительного трансформатора, которая позволяет учесть нелинейность магнитных свойств электротехнической стали и изменения угловых смещений токов фазных обмоток в режиме холостого хода. Проанализированы распределения и формы временных кривых магнитных потоков в магнитной системе трехфазного распределительного трансформатора. Определены гармоничный состав временных кривых магнитных потоков в стержнях, ярмах, углах магнитной системы и соответствующие коэффициенты несинусоидальности. Выполнено корректировка распределения действующих значений магнитных потоков в углах для определения активной и реактивной мощности в трехфазных магнитных системах, которая обеспечивает повышение точности расчета параметров холостого хода трехфазного распределительного трансформатора.

Научная новизна. Предложена методика анализа распределения и формы временных кривых магнитных потоков в магнитной системе трехфазного распределительного трансформатора, которая позволяет учесть нелинейность магнитных свойств электротехнической стали и изменения угловых смещений токов фазных обмоток в режиме холостого хода. Определены гармоничный состав временных кривых магнитных потоков магнитной системе трехфазного распределительного трансформатора и соответствующие коэффициенты несинусоидальности, а также установлены их количественные различия в стержнях, ярмах, углах магнитной системы.

Практическая значимость. Предложена методика корректировки распределения действующих значений магнитных потоков в углах для определения активной и реактивной мощности в трехфазных магнитных системах, которая обеспечивает повышение точности расчета параметров холостого хода трехфазного распределительного трансформатора (относительная погрешность до 5%) на этапе конструкторской подготовки производства.

Ключевые слова: математическая модель, магнитное поле, векторный магнитный потенциал, метод конечных элементов, холостой ход, трехфазный силовой трансформатор, гармонический состав, магнитный поток, активная и реактивная мощности.

Yarymbash D. S.¹, Yarymbash S. T.², Divchuk T. E.³, Kylymnik I. M.⁴

¹Doctor of Engineering Sciences, Associat. Prof., Zaporozhzhya National Technical University, Ukraine

^{2,4}Candidat of Engineering Sciences, Associat. Prof., Zaporozhzhya National Technical University, Ukraine

³Senior lecturer, Zaporozhzhya National Technical University, Ukraine

THE FEATURES OF MAGNETIC FLUX DISTRIBUTION OF THE IDLING MODE OF THE POWER TRANSFORMERS

Purpose. The development of a new implementation of mathematical modeling in the FEMM tools structure to time variable processes of electromagnetic energy transformation in power distribution transformers and determination of idle parameters in view of nonlinear magnetic properties of electrical steels and features design of three phase magnetic systems to provide the accuracy increase of the magnetic flux distribution and idle parameters.

Research methods. Numerical modeling of the conjugate electric and magnetic fields in the three-phase power transformer by finite element method and theory of electromagnetic field.

The obtained results. The theoretical research and modeling of the conjugate electric and magnetic processes on the basis of realization by numerical finite element method of the generalized two-dimensional models of the three-phase power transformer are proposed. The nonlinearity of the magnetic properties of electrical steel and the change of the phase angles of the currents in the phase windings at idle are taken into account. The distribution and form of the time dependences of the magnetic fluxes in the magnetic system of the three-phase power transformer are analyzed. The harmonic components of the time dependences of the magnetic fluxes in the cores, the yokes, the magnetic system corners and related non-sinusoidal coefficients are defined. The correction of the distribution of the magnetic flux values in the corners and calculations of the three-phase systems active and reactive power are made. The calculation accuracy of parameters of three-phase distribution transformer idling is increased.

Scientific novelty. The technique for the analysis of distribution and form of the time dependences of the magnetic fluxes in the magnetic system of the three-phase power transformer are presented, the non-linear magnetic properties of electrical steel and the change of the phase angles of the currents in the phase windings at idle are taken into account. The harmonic components of the time dependences of the magnetic fluxes and related non-sinusoidal coefficients are defined, their differences in the cores, the yokes, the magnetic system corners are set.

Practical significance. The method of correction for the distribution of the magnetic flux value in the corners and calculations of the three-phase systems active and reactive power are proposed. The calculation accuracy of parameters of three-phase distribution transformer idling (relative error is to 5%) at the design stage is increased.

Keywords: the mathematical model, the magnetic field, the magnetic vector potential, finite element method, idling, three-phase power transformer, harmonic structure, magnetic flux, active and reactive power.

REFERENCES

1. Metodyka obchyslennia platy za peretikannia reaktivnoi elektroenerhii mizh elektroperedavalnoiu orhanizatsiieiu ta yii spozhyvachamy. Zatverdzhena Nakazom Ministerstva palyva ta enerhetyky Ukrainy 17 sichnia 2002 r. № 19, zareiestrovana v Ministerstvi yustytstii Ukrainy 1 liutoho 2002 r. za № 93/6381, <http://zakon4.rada.gov.ua/laws/show/z0093-02>.
2. Tihomirov P. M. Raschet transformatorov. Moscow, Energoatomizdat, 1986, 528 p.
3. Vaskovskiy Iu. M. Polovyi analiz elektrychnykh mashyn. Kiev, NTUU «KPI», 2007, 192 p.
4. Baida E. Y. Raschet elektromahnytnykh y teplovykh polei s pomoshchiu prohrammy FEMM. Kharkov NTU KhPI, 2015, 94 p.
5. Milyih V. I., Polyakova N. V. Analiz garmonicheskogo sostava peremennogo magnitnogo polya, svyazannogo s vraschayuschimsya rotorom turbogeneratora, v rezhimakh holostogo hoda i korotkogo zamyikaniya, *Elektrotekhnikha ta elektroenerhetyka*, 2013, No 2, pp. 5–13.
6. Bul O. B. Metodyi rascheta magnitnykh sistem elektricheskikh apparatov. Moscow, Akademiya, 2005, 337 p.

ВПЛИВ МОРФОЛОГІЧНИХ ОСОБЛИВОСТЕЙ КОНДЕНСАТОРНИХ ПОЛІМЕРНИХ ПЛІВОК НА ЇХ ДЕФОРМАЦІЙНІ ВЛАСТИВОСТІ

Мета роботи – вивчення деформаційних властивостей полімерних плівок в умовах, що моделюють експлуатацію електротехнічних пристроїв.

Методи досліджень – експериментальні з обробкою результатів засобами математичної статистики.

Отримані результати свідчать про особливості структури полімерних плівок і дозволяють прогнозувати більш високу термостабільність механічних і електрофізичних характеристик плівкової просоченої діелектричної системи на основі гладкої поліпропіленової плівки у порівнянні з іншими вивченими.

Наукова новизна. Встановлене принципове розходження гістограм частот реалізації відносного подовження при розриві досліджених плівок дозволяє використати зазначену характеристику як параметр, що ідентифікує наявність або відсутність щільного кристалічного шару в діелектричній плівці в її первинному стані.

Практична значимість. Спосіб діагностики структури полімерних плівок у первинному стані, заснований на вивченні відносного подовження плівки при розриві, відрізняється від традиційних простотою застосування при високій відтворюваності результатів і є перспективним для здійснення вхідного контролю якості полімерних плівок при виробництві силових конденсаторів.

Ключові слова: полімерні плівки, відносне подовження при розриві, плівковий діелектрик

ВСТУП

Численні наукові й практичні розробки останніх років розширили уявлення про електроізоляційні полімери, екологічно чисті газостійкі просочуючі рідини й перспективні діелектрики на їх основі, які призначені для конденсаторобудування [1]. Так, впровадження у виробництво силових косинусних конденсаторів двовісноорієнтованих поліпропіленових плівок, просочених синтетичними газостійкими ароматичними рідинами (наприклад, фенілксилілетаном або сумішшю моно- і дибензилтолуолу), дозволило збільшити робочу напруженість електричного поля в діелектрику до значень 70 кВ/мм і вище.

Вибір твердих і рідких ізоляційних матеріалів обумовлений вдалим поєднанням їхніх електрофізичних характеристик. Неполарній поліпропіленовій (ПП) плівці притаманні висока електрична міцність, низькі діелектричні втрати, відносно висока теплостійкість, висока межа міцності й мале відносне подовження при розтяганні, що необхідно для намотування конденсаторних секцій. Поліпропіленова плівка відносно дешева й успішно піддається модифікації різними способами. Однак, відзначається залежність властивостей ПП плівки від способу виготовлення й особливо від вмісту в ній атактичної та ізотактичної фаз поліпропілену. Застосування полярної поліетилентерефталатної (ПЕТ) плівки при виготовленні імпульсних силових конденсаторів, конденсаторів постійного струму та інших електротехнічних виробів обумовлено насамперед її досить високою діелектричною проникністю, рівнотовщинністю, механічною та електричною

міцністю, незначною усадкою при підвищених температурах, високим питомим об'ємним електричним опором [2]. При використанні полімерних матеріалів в якості ізоляції необхідно пам'ятати, що полімери можуть перебувати у твердому й рідкому агрегатному станах, кристалічному й аморфному фазових станах, склоподібному, високоеластичному й в'язкотекучому деформаційному фізичному станах. Основним чинником, що пояснює ряд найважливіших особливостей полімерів, є різноманіття їх надмолекулярних структур. Стереорегулярні полімери, до яких відносяться поліпропілен і поліетилентерефталат, здатні до кристалізації. У кристалічних областях полімерів співіснують різні типи надмолекулярних утворень. Аморфна фаза полімерів являє собою відносно впорядковану систему, первинним утворенням якої є пачки – довгі пучки витягнутих макромолекул (у випадку переваги сил міжмолекулярної взаємодії) або глобули (при перевазі сил внутрішньомолекулярної взаємодії) – статистичні клубки згорнутих макромолекул. За певних умов аморфні пачки здатні групуватися у більш складні структурні утворення – фібрили, дендрити, смугасті структури. Одному й тому самому ступеню кристалічності полімерної плівки відповідають різні області впорядкування й різні надмолекулярні структури. При цьому будь-яка надмолекулярна структура визначається одночасно молекулярною будовою полімеру і умовами його утворення (швидкістю охолодження, часом витримки в розплаві, числом переплавлень), причому прогрів полімеру дуже впливає на процес структуроутворення на всіх стадіях. Відзначаються випадки зміни над-

молекулярних структур полімерних матеріалів навіть у ході їхнього зберігання відповідно до вимог нормативних документів.

Механічна міцність та відносне подовження полімерів значним чином пов'язані з їхніми морфологічними особливостями: типом структури, орієнтацією, кристалічністю, молекулярною масою, числом «прохідних» макромолекул (тобто ланцюгів, що входять в аморфні ділянки між кристалічними) [3]. Однак, зв'язок конкретних структурних параметрів полімерного матеріалу із процесами його руйнування дотепер недостатньо вивчений, хоча становить значний інтерес.

В ІПТГ НАН України розпочато розробку комплексних заходів, що спрямовані на підвищення працездатності плівкових високовольтних імпульсних конденсаторів із просоченням, які базуються на чітких уявленнях про природу й характер деструктивних процесів у діелектрику. Встановлено [4, 5] що в силових (у тому числі, високовольтних імпульсних) конденсаторах із просоченням синтетичними рідинами, що мають високий ступень хімічної спорідненості із просочуючою полімерною плівкою, процес руйнування просочуючого діелектрика відбувається як за рахунок термоокислювальної деструкції, так і внаслідок термостимульованої взаємодії твердих і рідких компонентів. Інтенсивність такої термостимульованої взаємодії багато в чому визначається не тільки хімічним складом і будовою компонентів діелектричної системи [4], але й морфологічними особливостями плівки [5].

МЕТА

Метою даної роботи є вивчення деформаційних властивостей полімерних плівок в умовах, що моделюють експлуатацію електротехнічних пристроїв. Вивчення реологічних характеристик конкретної полімерної плівки дозволить одержати важливу інформацію про морфологічні особливості діелектричного матеріалу (які впливають і на його електрофізичні властивості, важливі для подальшого електротехнічного використання) без застосування проблемних з економічної та експлуатаційної точок зору методів.

МЕТОДИКА ДОСЛІДЖЕНЬ

При аналізі деформаційних характеристик плівок застосовувалася розривна машина, що дозволяла фіксувати подовження зразка в момент його руйнування («машина Шоппера»). Вимір відносного подовження при

розриві полімерних плівок проводився згідно ГОСТ 14236-81 «Пленки полимерные. Метод испытание на растяжение». Похибка визначення розривного подовження становить 0,5 мм. Параметри зразків (15 x 150 мм) визначалися формою захватів розривної машини та мінімальною відстанню між ними. Відносне подовження при розриві (ε_p) визначалося як відношення подовження зразка в момент розриву, до довжини зразка у вихідному стані. Аналогічні вимірювання і розрахунки проводилися для зразків плівки у вихідному стані, а також для зразків, що були піддані термостарінню в середовищі трансформаторного масла Т-1500 протягом 150, 300 годин. При виготовленні зразків були використані наступні плівки: №1 – слабкошорстка поліетилентерефталатна завтовшки 8 мкм; №2 – гладка поліетилентерефталатна завтовшки 10 мкм; №3 – гладка поліпропіленова завтовшки 10 мкм; №4 – двобічношорстка двовісноорієнтована поліпропіленова завтовшки 10 мкм. Відомості про внутрішню будову даних плівок відсутні. Для кожної плівки на кожному етапі досліджень (вихідний стан, термостаріння в середовищі трансформаторного масла протягом 150 та 300 годин) було підготовлено й випробувано 100 зразків, що обумовлено фазовою неоднорідністю досліджуваних об'єктів, тому обов'язковим було використання статистичних методів обробки отриманих експериментальних результатів, які б дозволяли урахувати випадковий характер параметра, що аналізується. На практиці було використано метод побудови гістограм частот реалізації конкретних значень відносного подовження зразків плівки при їхньому розтягуванні до розриву. Для побудови гістограм частот реалізації вісь абсцис розбивали на неперетинні інтервали однакової довжини h , а на осі ординат відкладали висоту v/Nh , де v – число елементів варіаційного ряду, що потрапили у інтервал h , а N – загальна кількість конкретних значень величини, що досліджується (відносного подовження плівки).

РЕЗУЛЬТАТИ І ОБГОВОРЕННЯ

Досліджувані поліетилентерефталатні плівки (№1 і №2) мають досить широкий діапазон зміни відносного подовження при розриві (табл. 1, 2). Отримані дані свідчать про деяку близькість їхньої структури – має місце не яскраво виражена дискретність у зміні ε_p . При цьому слабкошорсткувата плівка №1 показує менше подовження при розриві в порівнянні із гладкою плівкою №2.

Таблиця 1 – Інтервальний варіаційний ряд для відносного подовження при розриві плівки №1

Відносне подовження при розриві (інтервали), %	Абсолютна частота реалізації	Відносна частість реалізації
0,5 – 3,5	25	0,25
3,5 – 6,5	27	0,27
6,5 – 9,5	18	0,18
9,5 – 12,5	6	0,06
12,5 – 15,5	7	0,07
15,5 – 18,5	5	0,05
18,5 – 22,5	12	0,12
Σ	100	1

Це дозволяє припустити, що наявність штучно сформованого профілю поверхні плівки послабляє її деформаційні властивості, однак, для підтвердження цієї гіпотези необхідно мати точну інформацію про рельєф шорсткості. Різні форми профілю неоднорідностей, наприклад, гострі або овальні мікро западини, можуть обумовлювати різний ступінь стійкості до деформаційного впливу. Спектр значень відносного подовження при розриві для плівок №1 і №2 широко «розмитий» (рис. 1).

Подібний вид гістограм частот реалізації значень відносного подовження при розриві відображає наявність великої кількості фіксованих рівнів міцності в матеріалі. Отримані результати свідчать про відносну близькість структури досліджуваних зразків не зважаючи на розходження в морфології поверхні.

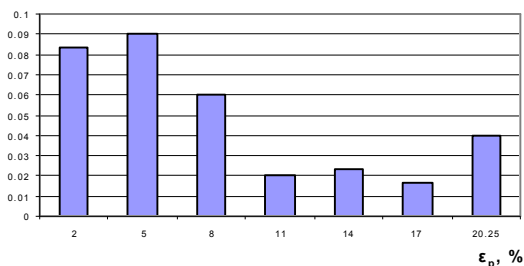
Привертає увагу той факт, що для двобічношорсткої поліпропіленової плівки №4 (табл. 3) з традиційною для конденсаторобудування морфологією поверхні має місце дуже широкий діапазон зміни відносного подовження при розриві – до 45%. Якщо врахувати, що максимальний ступінь кристалічності поліпропілену сягає 82 %, а в технічних плівках не перевищує 78 %, то при такому співвідношенні кристалічних та аморфних ділянок у діелектричному матеріалі звичайної морфології завжди існують наскрізні включення по аморфній фазі, які і є «слабкими» структурними елементами. Наявність таких структурних елементів є одним з вагомих чинників, що обумовлюють механічні властивості плівки.

Необхідно зазначити, що у той же час для зразків гладкої поліпропіленової плівки №3 відзначається надзвичай-

Таблиця 2 – Інтервальний варіаційний ряд для відносного подовження при розриві плівки №2

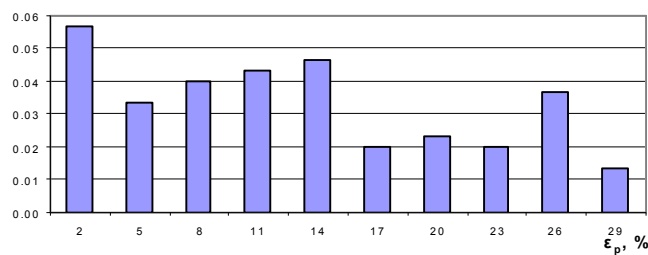
Відносне подовження при розриві (інтервали), %	Абсолютна частота реалізації	Відносна частість реалізації
0,5 – 3,5	17	0,17
3,5 – 6,5	10	0,1
6,5 – 9,5	12	0,12
9,5 – 12,5	13	0,13
12,5 – 15,5	14	0,14
15,5 – 18,5	6	0,06
18,5 – 21,5	7	0,07
21,5 – 24,5	6	0,06
24,5 – 27,5	11	0,11
27,5 – 30,5	4	0,04
Σ	100	1

v/Nh



а) плівка № 1

v/Nh



б) плівка № 2

Рисунок 1 – Гістограма частот реалізації значень відносного подовження при розриві поліетиленерефталатних плівок №1 і №2 у вихідному стані

Таблиця 3 – Інтервальний варіаційний ряд для відносного подовження при розриві плівки №4

Відносне подовження при розриві (інтервали), %	Абсолютна частота реалізації	Відносна частість реалізації
2,5 – 7,5	24	0,24
7,5 – 12,5	28	0,28
17,5 – 22,5	16	0,16
22,5 – 27,5	11	0,11
27,5 – 32,5	8	0,08
32,5 – 37,5	4	0,04
37,5 – 42,5	7	0,07
42,5 – 47,5	2	0,02
Σ	100	1

но вузький діапазон відносного подовження зразків (табл. 4), а самі значення ϵ_p невисокі – більша частина зразків (52 %) показала відносне подовження від 5,5 до 11,5 %. Тобто можна припустити, що ця поліпропіленова плівка має значно менше «слабких» структурних елементів, ніж поліпропіленова плівка № 4.

В будь-якому полімерному плівковому матеріалі аморфні ділянки більш еластичні, менш щільні й структурно неоднорідні у порівнянні із кристалічними, що, очевидно, і в даному випадку пояснює «розмиті» гістограми частот реалізації значень ϵ_p плівки №4 (рис. 2), тут слабкі місця структури (якими є аморфні ділянки) варто розглядати як осередки локальної перенапруги. Для поліпропіленової плівки № 3 спостерігаються три чітко виражені смуги частот реалізації значень ϵ_p (рис. 2).

Якщо розглядати кожну пласку ділянку варіаційного ряду, як ознаку наявності особливостей мікро- та макроструктури [6], то гістограми частот (які ілюструють частоту появи близьких значень відносного розривного подовження зразків) дозволяють констатувати наявність морфологічних особливостей у досліджуваних плівках (рис. 1, 2). Дійсно, оскільки за механічні властивості полімерного матеріалу відповідають макромолекули, що проходять через аморфні ділянки і саме аморфна фаза забезпечує еластичність полімеру, то широко «розмиті» гістограми для плівок № 1, 2 і 4 можна пояснити морфо-

логічним різноманіттям аморфних фрагментів у полімері, у тому числі – наявністю наскрізних включень по аморфній фазі. Для плівки № 3 гістограма має вигляд чітко виражених смуг з вузьким діапазоном зміни ϵ_p , тобто можна припустити більш впорядковану структуру цього полімерного матеріалу.

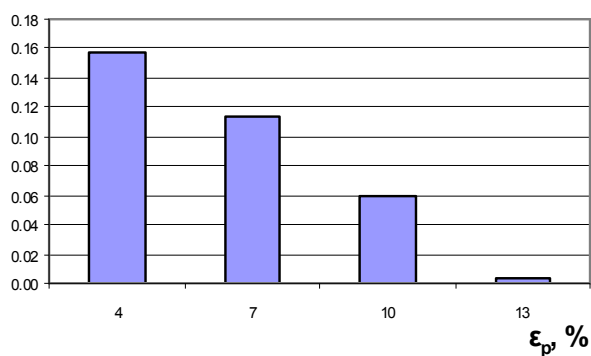
Вивчення відносного подовження при розриві досліджуваних плівок у ході їх термостаріння в середовищі просочуючої рідини показало, що побудовані для відносного подовження при розриві варіаційні ряди збільшують свій розмах за рахунок збільшення значень максимального ϵ_p . Це спостереження характерно для всіх досліджуваних плівок, причому в міру збільшення строку термостаріння збільшується також діапазон абсолютних значень відносного подовження. Такий характер змін притаманний в тому або іншому ступені для всіх досліджуваних плівок, однак, найбільш виражений для плівки № 4, а слабкіше всього проявляється при термостарінні плівки № 3 у середовищі трансформаторного масла.

Таким чином, можна говорити про особливу структуру плівки № 3, тобто про наявність зміцнюючого кристалічного «каркасу». Наявність яскраво вираженого дискретного набору рівнів деформації у випадку плівки № 3 можна пояснити, наприклад, наявністю високощільного кристалічного шару на поверхні матеріалу, характеристики саме цього шару визначають вид гістограми

Таблиця 4 – Інтервальний варіаційний ряд для відносного подовження при розриві плівки №3

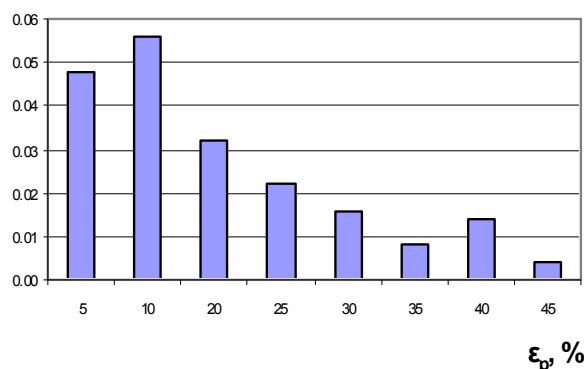
Відносне подовження при розриві (інтервали), %	Абсолютна частота реалізації	Відносна частість реалізації
2,5 – 5,5	47	0,47
5,5 – 8,5	34	0,34
8,5 – 11,5	18	0,18
11,5 – 14,5	1	0,01
Σ	100	1

v/Nh



а) плівка № 3

v/Nh



б) плівка № 4

Рисунок 2 – Гістограма частот реалізації значень відносного розривного подовження поліпропіленових плівок № 3 і № 4 у вихідному стані

частот реалізації значень ε_p . Такі данні про структуру поверхні поліпропіленової плівки № 3 збігаються та суттєво доповнюють матеріали, отримані при вивченні залежності термостабільності її електрофізичних властивостей (а саме короткочасної електричної міцності) в ході старіння в контакт з трансформаторним маслом Т-1500 [5].

ВИСНОВКИ

Наведені в даному дослідженні результати побічно свідчать про особливості структури полімерних плівок, але дозволяють прогнозувати більш високу термостабільність механічних і електрофізичних характеристик плівкової просоченої діелектричної системи на основі поліпропіленової плівки № 3 у порівнянні з іншими варіантами. Встановлене принципове розходження гістограм частот реалізації ε_p досліджених плівок дозволяє використати зазначену характеристику як параметр, що ідентифікує наявність або відсутність щільного кристалічного шару в діелектричній плівці в її первинному стані. Слід зазначити, що спосіб діагностики структури полімерних плівок у первісному стані, заснований на вивченні відносного подовження плівки при розриві, буде відрізнятися від традиційних простотою застосування при високій відтворюваності результатів і є перспективним для здійснення вхідного контролю якості полімерних плівок при виробництві силових конденсаторів.

Малюшевская А. П.¹, Ющишина А. Н.²

¹К.т.н. доцент, старший научный сотрудник Института импульсных процессов и технологии, дй НАН Украины

²К.х.н., доцент, старший научный сотрудник Института импульсных процессов и технологий НАН Украины

ВЛИЯНИЕ MORFOLOGICHESKIH KAKTERISTIK KONDENSATORNYH POLIMERNYH PLENOK NA IХ DEFORMACIONNYYE SVOYSTVA

Цель работы – изучение деформационных свойств полимерных пленок в условиях, моделирующих эксплуатацию электротехнических устройств.

Методы исследований – экспериментальные с обработкой результатов средствами математической статистики.

Полученные результаты свидетельствуют об особенностях структуры полимерных пленок и позволяют прогнозировать более высокую термостабильность механических и электрофизических характеристик пленочной пропитанной диэлектрической системы на основе гладкой полипропиленовой пленки в сравнении с другими изученными.

Научная новизна. Установлено принципиальное различие гистограмм частот реализации относительного удлинения при разрыве исследованных пленок позволяет использовать указанную характеристику как параметр, определяющий наличие или отсутствие плотного кристаллического слоя в диэлектрической пленке в ее начальном состоянии.

Практическая значимость. Способ диагностики структуры полимерных пленок в первоначальном состоянии, основанный на изучении относительного удлинения пленки при разрыве, отличается от традиционных простотой применения при высокой воспроизводимости результатов и является перспективным для осуществления входного контроля качества полимерных пленок при производстве силовых конденсаторов.

Ключевые слова: полимерные пленки, относительное удлинение при разрыве, пленочный диэлектрик.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Andreev A. M. Degradation of the impregnated polypropylene insulation of power capacitors under operating conditions / A. M. Andreev, N. M. Zhuravleva, M. Yevtich // Electrical Technology Russia. – 2002. – № 3. – P. 96–106; Laghari J. R. A review of AC and pulse capacitor technology / J. R. Laghari // Appl. Phys. Comm. – 1986. – Vol. 6., № 2. – P. 213–251.
2. Справочник по электротехническим материалам / Под ред. Ю. В. Корицкого, В. В. Пасынкова, Б. М. Тареева. – В 3 т. – Т.2. – М.: Энергоатомиздат, 1987. – 467 с.
3. Гуль В. Е. Структура и прочность полимеров / В. Е. Гуль. – М.: Химия, 1978. – 326 с.
4. Малюшевська А. П., Дмитрішин О. Я., Топоров С. О. Дослідження впливу підвищених температур на експлуатаційні властивості трансформаторного масла Т-1500 в плівкових ізоляційних системах. – Електротехніка та електроенергетика. – №1. – 2015. – С. 21–25.
5. Малюшевська А. П., Топоров С. О. Вплив складу і морфології конденсаторних полімерних плівок на термостабільність їх короткочасної електричної міцності– Електротехніка та електроенергетика. – 2016. – №1 – С. 18–24.
6. Цой Б., Карташов Э. М., Шевелев В. В., Валишин А. А. Разрушение тонких полимерных пленок и волокон. – М.: Химия, 1997. – 342 с.

Malyushevska A. P.¹, Yushchishina A. N.²

¹Ph.D., associate professor, senior staff scientist of Institute of Pulse Processes and Technologies of NAS of Ukraine

²Ph.D., associate professor, senior staff scientist of Institute of Pulse Processes and Technologies of NAS of Ukraine

INFLUENCE OF MORPHOLOGICAL CHARACTERISTICS OF POLYMER CAPACITOR FILMS ON THEIR DEFORMATION PROPERTIES

The purpose of the work is the research of deformation properties of polymeric films under the conditions that simulate the operation of electrical devices.

Research methods are the experimental ones with processing of results by means of mathematical statistics.

The obtained results display the peculiarities of the polymer films' structure and allow us to predict the higher stability of the mechanical and electrical characteristics of the film impregnated dielectric systems based on smooth polypropylene film compared with other studied ones.

Scientific novelty. Fundamental difference of histograms of the implementation frequencies of the investigated films' elongation at break is given. It allows to use the specified characteristic as the parameter that determines the presence or absence of the dense crystalline layer in the dielectric film in its initial state.

Practical significance. Method for the polymer films structure diagnosis in original state, based on the study of the film elongation at break, differs from the traditional one by simplicity of use along with high reproducibility of results and is promising for the incoming quality control implementation of polymer films during the manufacture of power capacitors.

Key words: polymer films, comparative elongation at rupture, film dielectric.

REFERENCES

1. Andreev A. M., Zhuravleva N. M., Yevtich M. Degradation of the impregnated polypropylene insulation of power capacitors under operating conditions, *Electrical Technology Russia*, 2002, No 3, pp. 96–106; Laghari J. R., A review of AC and pulse capacitor technology, *Appl. Phys. Comm*, 1986, Vol. 6, No 2, pp. 213–251.
2. *Spravochnik po ehlektrotekhnicheskim materialam*. Ed. by YU. V. Korickogo, V. V. Pasynkova, B. M. Tareeva, Vol. 3, T.2, Moscow, Energoatomizdat, 1987, 467 s.
3. Gul' V. E. *Struktura i prochnost' polimerov*, Moscow, Himiya, 1978, 326 s.
4. Malyushevs'ka A. P., Dmitrishin O. YA., Toporov S. O. Doslidzhennya vplivu pidvishchenih temperatur na ekspluatacijni vlastivosti transformatornogo masla T-1500 v plivkovih izolyacijnih sistemah, *Elektrotehnika ta elektroenergetika*. 2015, No 1, pp. 21–25.
5. Malyushevs'ka A. P., Toporov S. O. Vpliv skladu i morfologii kondensatornih polimernih plivok na termostabil'nist' ih korotkochasnoi elektrichnoi micnosti, *Elektrotehnika ta elektroenergetika*, 2016, No 1, pp. 18–24.
6. Coj B., Kartashov EH. M., Shevelev V. V., Valishin A. A. Razrushenie tonkih polimernih plenok i volokon, Moscow, Himiya, 1997, 342 s.

CALCULATION OF CFD-THERMAL MODELS OF OIL-COOLED TRANSFORMER EQUIPMENT

The purpose of the study is to ensure designing of full-function and stable CFD-simulation procedure for integrated thermal models of the transformers and the reactors, as well as to receive the approval of method of quality and abilities using the calculation examples of full-scale models of the equipment, along with autonomous models of coil-type windings having various design versions of heat-transfer intensification.

Research Methods. Computational Fluid Dynamics (CFD) method of mathematical simulation of nonlinear processes as concerns hydrodynamics and heat transfer in the transformer equipment using finite-element analysis is employed.

The results obtained. The paper presents the main elements of technique for creation of mathematical models; it also contains the examples of CFD-calculations as referred to axisymmetrical integrated models of furnace transformer and gapped-core shunt reactor, as well as the models of windings having design approaches of heat exchange intensification owing to «labyrinth» (partitions) and «alternation» (of number and locations) of axial cooling ducts.

Scientific novelty. Scientific value of applied methodological approach lies in the fact that the developed models are the integrated ones, i.e., they consider geometry, loss, thermal parameters not only of the windings, but also of the main structural elements and cooling system. This ensures the quality and the accuracy of simulation of heat-and-mass transfer processes in complex structure of oil ducts and coils in the windings, enables to avoid erroneous «zigzag» oil flow movement through the groups of coil regular structures (without labyrinth and «alternation» of number and locations) of axial ducts under conditions of transformer oil natural cooling as was deduced in the certain studies.

Practical significance. Integrated models ensure calculation of oil temperature distribution within active part, including winding fields, oil temperature field between the tank and the windings, temperatures at oil outlet from the tank (top) and oil inlet into the tank (bottom). Calculations allow estimation of mean temperature distribution over the cross-section of winding coils, mean winding temperatures by means of averaging of the temperatures within the coils, detection of location and maximum temperature on the surface of conductors relevant to the most heated coil. The latter is treated as winding hot spot temperature (HST) and used to evaluate the aging of the contacting insulation. Determination of winding hot spot locations and temperatures (HST) is used as support data for installation areas of fiber optic probes for measurement during type testing, as well as in operational monitoring systems of the equipment. The results presented above are practically applied for industrial designing and testing of transformers and reactors.

Key words: transformers, heat-and-mass transfer; CFD-simulation.

INTRODUCTION

An important condition for ensuring reliability and duration of operation (load capacity) of the transformer equipment is efficient removal of active energy released as the heat in the magnetic system (MS), the windings, the conductive elements of active part structure, and the tanks. Namely, efficiency of heat removal in the windings determines essentially technical, mass-and-overall and economical characteristics of the equipment. Therefore, within designing availability of reliable calculation methods of winding heating is of great importance [1]. This is especially true in the cases of approaches of heat transfer intensification in the coils due to oil labyrinth flow in the coil groups, provision of axial ducts with alternation of their number and locations along the coil width, etc.

Known methods of oil heating calculations, transformer equipment windings within steady-state temperature mode are conventionally divided in the following groups:

– «empirical method of overheating» [1–5] based on application of heat equation, and empirical heat transfer coefficients averaged over the coils' surfaces, taking into

account oil temperatures in place of coils arrangement along the winding height and summation of temperature rises of coil conductor surface over the oil, temperature gradient along insulation thickness of elementary conductors and common insulation of the conductors. Empirical methods are widely used in industrial designing [6], however, their application is limited to the range of empirical data by type, size and design of the windings; in many cases these methods do not allow the required accuracy to determine hot-spot locations (HST) of the windings and their temperature;

– methods of nonlinear thermal-hydraulic circuits both within the windings [7–9], and for common thermal-hydraulic circuit of the transformer, including external cooling system (CS) [10]. When used, the complex processes in continuous media as described by equation system (1) – (3), are represented simplistically by zero-dimensional thermal and hydraulic elements having the lumped parameters, that do not allow to determine the local values of temperature and velocity;

– methods of field simulation of thermal, hydrostatic and hydrodynamic winding fields [11–14] based on the

numerical solution of the problems (1) – (3) using various additional simplifications as to their formulation; modern advanced CFD methods (Computational Fluid Dynamics) of mathematical modeling of hydrodynamics and heat transfer processes in the transformers, in particular, using the system of finite element analysis (FEA) [9, 15–23].

A similar group of methods is also emphasized in the summary paper [24], where the first of these methods has been defined as the empirical method of «correlation»; there are also large-scale and detailed modern studies as regards to CFD-modeling, investigation of transfer thermal processes, measurements of windings HST, including the method using fiber optic sensors.

Methodological approaches as to the CFD-modeling of power transformer thermal modes of using the complex models of transformer equipment composed of the MS, the conductive structural elements, the windings and the external cooling systems are presented in [16–21].

At consideration of mentioned works as regards to CFD-modeling, the following notes should be made.

In contrast to [16–21], [9, 15, 22–24], the complex CFD-modes of the transformers are omitted, and there are no studies as regards to electrical reactors.

In [16], one of methodological approaches is used for consideration of development and investigation of the systems of consistent field macro- and micro-models of the devices, the windings, the coil groups. However, experience of practical calculations has shown that this approach has the restricted application. Computation based on micro-models of winding equivalent parameters and their further application in the complex thermal macro-models has been problematic.

At the same time, simulation of the windings, the coil groups by means of consideration of their autonomous models having specified boundary conditions is appropriate [9, 22–24].

In a sense, the most stable thermal-hydraulic processes of oil motion (velocity fields) and the distribution of heating (temperature fields) are demonstrated in all of these studies using the windings with «arranged» direction of cooling oil. Typically, this is achieved by means of so-called labyrinth movement of oil in groups of horizontal ducts along winding height separated by the guiding spacers. In the number of studies [19, 20, 22, 23], it has been turned up that oil velocity vectors can change oil direction in the case of natural convection of oil in the windings with regular structure of horizontal and vertical ducts. So, in the paper [19, 20] «Analysis of flow pattern in the system of interconnected ducts allows detecting of spontaneous zigzag flowing of oil in groups, that directly affects the coil temperature». It should be noted that in the certain experimental studies of such nature of the velocity field is reported. The numerical studies conducted by the authors of this paper have shown that such results can be obtained by faulty settings of computational process.

The above mentioned problem is to be focused on creation of adequate mathematical model of oil flow in the

system of interconnected horizontal and vertical ducts of the winding by means of invariant software. This issue was especially considered in the study [17, 18]. The studies were carried out using conventional winding models with limited coil number (10, 3) placed in the tank with external SW. On assumption as for laminar nature of oil flow it was determined that in horizontal ducts oil flow makes a loop-like movement with gradual increase of oil penetration depth to the coil center as it flows from the bottom upwards along the vertical ducts. Oil flow in the duct prompts the flow during formation of Reyleigh-Bernard convection cells [25]. In [25] the effect of destruction and detachment of oil boundary layer at the area nearby the vertical surfaces of the coils is also noted, which does not mean the beginning of turbulent (eddy) motion of oil, but is caused by mixing of oil particles having different temperatures. In both of mentioned studies [17, 18], there were no results as referred to straight-through oil flow in the horizontal ducts. It is emphasized that numerical studies were carried out using the winding fragments consisting of limited number of coils.

But further in the studies [19, 20], during investigation of complete integrated model of power transformer 140 MVA, it was found in HV winding consisting of 156 coils that «in horizontal and vertical ducts of the winding the steady-state structures in the form of zigzag and/or loop-like oil flow within the groups of horizontal ducts are created.» The resulting numerical result is considered to be erroneous.

The relevance of the study is determined by the need to creation of high-performance transformer equipment with increased specific electromagnetic and thermal loads, reliability of which is achieved also by means of heat transfer intensification in the windings.

The purpose of the study is to ensure designing of full-function and stable CFD-simulation procedure for integrated thermal models of the transformers and the reactors, as well as to receive of the approval of method quality and abilities using the calculation examples of full-scale models of the equipment, as well as autonomous models of coil-type windings having various design versions of heat-transfer intensification.

KEY ELEMENTS OF PROCEDURE

For the purpose of formation of mathematical models and CFD-studies of oil-cooled transformer equipment the following method basic elements (including the papers [16–21], are presented as thesis).

1 Thermal processes in oil-cooled electrical devices in the most complete formulation should be considered using known Navier-Stokes equations of motion and continuity of cooling liquid.

$$\rho(\vec{v} \cdot \nabla)\vec{v} = -\nabla \cdot (PI) + \nabla \cdot \vec{\tau} + \rho\vec{g} \quad ,$$

$$\vec{\tau} = \mu \left[\left(\nabla \vec{v} + \nabla \vec{v}^T \right) - \frac{2}{3} \nabla \cdot \vec{v} \hat{I} \right], \quad (1)$$

$$\nabla \cdot (\rho \vec{v}) = 0, \quad (2)$$

to be supplemented by energy-conservation equation

$$\nabla \cdot (-\lambda \nabla \theta) = Q_v - \rho C(\vec{v} \cdot \nabla \theta), \quad (3)$$

where the following is designated: θ , P and \vec{v} – fields of temperatures, pressures and velocities of cooling medium, $Q_v(\theta)$ – apparent densities of heat sources, $\rho(\theta)$, $\mu(\theta)$, $C(\theta)$ and $\lambda(\theta)$ – oil density, its dynamic viscosity, heat capacity and thermal conductivity, \vec{g} – gravity vector, matrix \hat{I} determines the direction of unit vector of selected coordinates system.

2 Complex three-dimensional structure of core-type transformer equipment is reduced to complex axisymmetrical models in view of the fact that MS cores, windings, insulating cylinders nearby the windings and structure of yoke insulation have the pronounced cylindrical symmetry.

3 Dimensions of cylindrical tank models are determined based on the number of cooling oil in the tank of the device under consideration. Heat dissipation of the tank into ambient air is modeled by specified factors of heat transfer from the horizontal and vertical surface, taking into account the radiation and the convective heat exchange with air. In cases of multi-phase designs the single-core thermal structure is formed (with proportional release of active losses).

4 The winding models do not consider the discrete structure of vertical rods (or supports in the form of «bridges») and horizontal spacers between the coils.

5 For qualitative (comparative) studies, for example, of possible ways of intensification of heat transfer in the windings, the models of autonomous models of the windings or the coil groups with appropriate boundary conditions are employed.

6 It is advisable to build up the special grid-scale models based on the objectives of investigations and assumptions of laminar or turbulent nature of oil flow.

7 To consider nonlinear properties of transformer oil, the experimental data are used. [25]

8 For complex CFD-models of the transformer equipment, two approaches to consider CS are approbated. *The first* approach [16–20] lies in the fact that external CS is modeled as the cylindrical element with appropriate volume of oil that determines its dimensions as to design model. The characteristic of heat removal known from engineering calculations is specified for CS element [26]. The points of CS connection to the tank correspond to actual design. The width of the gap of CS design model branch pipes is determined based on condition of equity of total flow passage of the branch pipes in the model gap. As to the *second* approach [21], the boundary conditions in the form of velocity and temperature of inlet oil are specified. In both approaches, the thermal parameters of CS and inlet oil are determined by the appropriate calculation using the empirical methods [6, 26].

9 At setting of heat sources, the losses in MS, structural elements, windings and tank are assumed to be known (constant), and could be estimated using the complex of recalculation [6] or best estimate calculations using FEA [27].

10 Both at calculation of equipment integrated models and winding autonomous models, one of the key issues is equivalenting of the parameters of complex discrete structures of the winding coils due to the fact that number of coils over winding height may be several hundred, and number of elementary wires in each coil, for example, as referred to CTC, could reach up to hundred wires.

The coils of transformer and reactor windings are wound in radial direction using different types of conductors: conventional conductors (CC), divided (DT) or transposed (CTC) conductors. Elementary conductors can have enamel or paper insulation, DT and CTC conductors have external turn insulation. Two horizontal rows of elementary CTC conductors are divided from each other by paper, cardboard or fiberglass spacers. During numerical studies, the mentioned complex discrete structure is presented as homogeneous bodies with equivalent thermal conductivity in horizontal and vertical directions.

Effective thermal conductivity λ_{eff} of the material (corresponds to the term «coefficient of thermal conductivity») is estimated as the ratio of thickness L of the material sample to its thermal resistance R and the area in direction of heat flow ΔS [28]:

$$\lambda_{eff} = \frac{L}{\Delta S \cdot R_{eff}}. \quad (4)$$

The laws for estimation of total thermal resistance in case of parallel and series connection of individual thermal resistances similar for linear electric circuits are employed. If heat flow is directed along the layers, λ_{eff} should be calculated in the same way as electrical conductivity of the circuit with parallel resistance, in case of flow directed perpendicularly to the layers – according to series circuit.

Resistance of the material based on estimation of effective thermal conductivity:

$$R_{eff} = \frac{L}{\Delta S \cdot \lambda_{eff}}. \quad (5)$$

For schematic contact between two bodies (Fig. 1), calculation of effective thermal conductivity in the axial and radial directions is analyzed.

In the axial direction z there is series connection of two samples having thicknesses L_1 , L_2 in direction of heat flow, with the same section $A \cdot B$, when thermal conductivity of each sample λ_1 , λ_2 is:

$$R_{eff}^{ser} = \frac{1}{A \cdot B} \left(\frac{L_1}{\lambda_1} + \frac{L_2}{\lambda_2} \right). \quad (6)$$

For schematic contact between two bodies (Fig. 1), calculation of effective thermal conductivity in the axial and radial directions is analyzed.

In the axial direction z there is series connection of two samples having thicknesses L_1, L_2 in direction of heat flow, with the same section $A \cdot B$, when thermal conductivity of each sample λ_1, λ_2 is:

$$R_{eff}^{ser} = \frac{1}{A \cdot B} \left(\frac{L_1}{\lambda_1} + \frac{L_2}{\lambda_2} \right). \quad (6)$$

Then, the effective thermal conductivity of the sample having total thickness $L_1 + L_2$ and cross-section $A \cdot B$ is:

$$\lambda_{eff}^{ser} = \frac{(L_1 + L_2) \lambda_1 \lambda_2}{L_1 \lambda_2 + L_2 \lambda_1}. \quad (7)$$

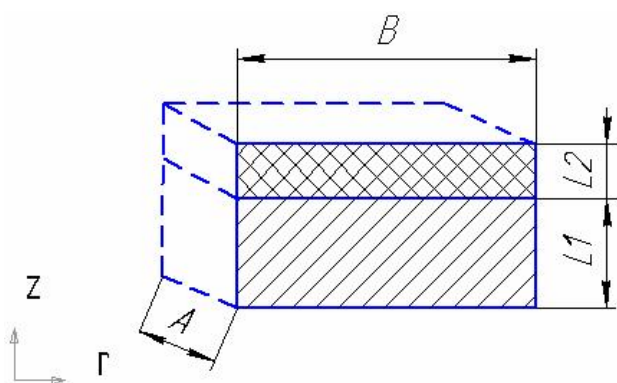


Fig. 1 – The model of thermal contact between two bodies

In the radial direction r there is parallel connection of two samples having thickness B in the direction of heat flow, with cross-sections proportional to lengths L_1, L_2 :

$$R_{eff}^{par} = \frac{B/A}{L_1 \lambda_1 + L_2 \lambda_2}. \quad (8)$$

Then, the effective thermal conductivity of the sample having the thickness B and total cross-section $A \cdot (L_1 + L_2)$ is:

$$\lambda_{eff}^{par} = \frac{L_1 \lambda_1 + L_2 \lambda_2}{L_1 + L_2}. \quad (9)$$

Obtained relationships allow estimation of the parameters of anisotropic thermal conductivity depending on the specific parameters of the coils and used conductors.

As an example, Fig. 2 shows the calculation results of autonomous coils made of CTC, which ensure verification of the present method of equivalent estimation of discrete structure of coil conductors using anisotropic thermal conductivity.

11 The experience of calculations has shown the significance of quality settings of computational processes which should ensure stable solutions of nonlinear systems (1) – (3) and elimination of problem as to «spontaneous zigzag oil flowing through the ducts groups» (without labyrinth and alteration of number and locations of axial cooling ducts) under conditions of natural cooling with transformer oil. [19, 20, 22, 23]. The above mentioned problem is to be focused on creation of adequate mathematical model of oil flow in the system of interconnected horizontal and vertical ducts of the winding by means of invariant software.

In the judgment of the authors the main method of solution of the problem under consideration is application

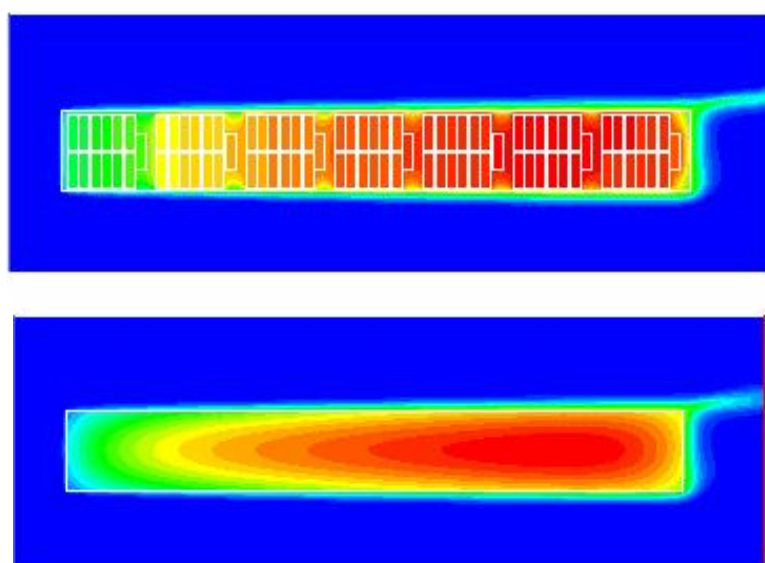


Fig. 2 – Distribution of temperature field of DC coil in oil: at the top – with discrete conductor specification at the bottom – with equivalent anisotropic conductivity

of improved oil flow models if compared with standard models. In particular, use of recommendations [29] related to simulation of heat transfer in the ducts with intensifiers by means of application of k-ε, k-ω models of turbulence and wall functions separating the purely turbulent motion zone which comply with logarithmic law, and the zone of viscous sub-layers close to wall surface was found to be reasonably effective.

After design experiments as to use of turbulence models, for example, k-ε with different wall functions, the desired result was obtained for the scalable wall function (SWF). The main idea of SWF is to restrict relative size of wall viscous layer. This statement has showed impact-decreasing effect of oil rate in the horizontal duct in regard to coil heating. Effect of oil boundary layers detachment nearby the vertical surface of the coils is observed [25]. Presence of insignificant areas of stagnant oil in the ducts does not cause coil overheating; zigzag oil flow along the groups of winding ducts is eliminated. Moreover, distribution of maximum and average temperature rise of the coils over the height becomes almost linear, that is in line with experimental studies [2].

CALCULATION EXAMPLES OF INTEGRATED CFD-MODELS OF TRANSFORMERS AND REACTORS

As an example, Fig. 3 shows the sketch of the design model of one of the cores (phase) of furnace transformer EOCNK - 45000 / 34.5.

Core losses in the magnetic system, the coils of internal EW winding, the external LV2 winding and in the tank have been estimated using appropriate calculations for the transformer under consideration. The special element which simulates CS heat transfer is included into the model. The positions of oil inlet and outlet from the tank into the CS represent the actual condition; at the area of inlet into the tank an additional oil head is specified to simulate forced oil circulation in the system due to installed pumps.

The geometry of the transformer model and calculation results are shown in Fig. 4.

As the results of calculation during steady-state thermal mode the following is determined: distribution of oil temperature in the active part, including the winding fields, temperature field between the tank and the windings, the temperature at the points of oil outlet from the tank (top) and oil inlet into the tank (bottom); distribution of average temperatures over the section of the winding coils; the average temperatures of the windings as averaging of the temperatures in the coils, maximum temperature on the surface of the conductors of the most heated coil treated as HST during estimation of aging of insulation in contact.

Application of temperature fields of coils and oil in the winding allows compliance with the requirements of IEC 60076-7 standard [30] as for estimation of HST temperature rise above oil temperature in the windings directly, but not in simplified way [1-6] – by calculation or based on measured temperatures in central and top parts of the tank.

Measurement results obtained during testing including those of fiber optic sensors at the area of upper winding coils, correspond to calculation data with appropriate accuracy.

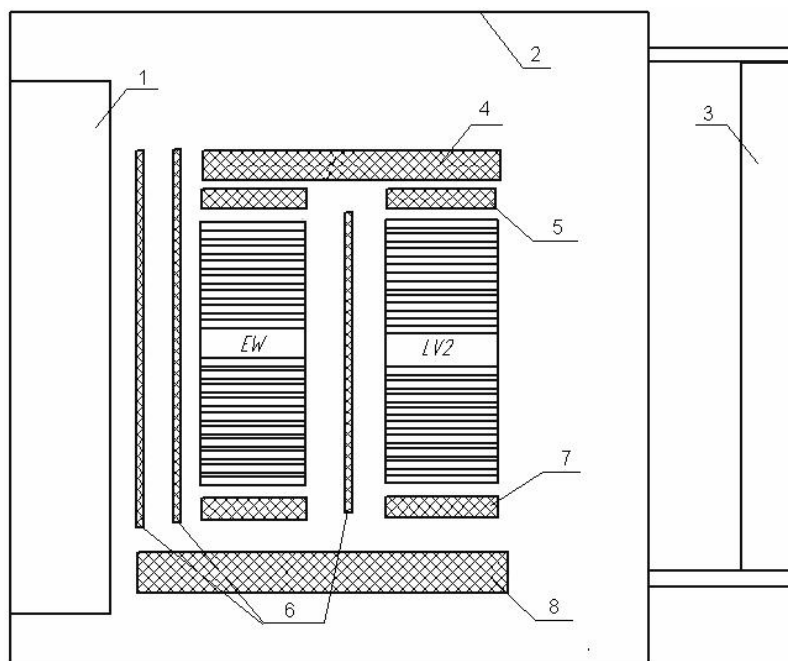


Fig. 3 – Sketch of CFD-model of the transformer: 1 – MS core; 2 - tank, 3 – CS; 4 – common pressing ring made of electric cardboard, 5 – top yoke insulation, 6 – cylinders of the main insulation, 7 – bottom yoke insulation, 8 – lower support segment from of electric cardboard

Under similar assumptions, CFD-model of the reactor type ROM-80000/765 is considered (system of natural air cooling ONAN) – Fig. 5. In contrast to the CFD-model of the transformer, the reactor model has external CS with boundary conditions at area of oil inlet into the tank.

The model takes into account the core of discrete discs, the tie rod, the vertical cardboard cylinders of the main insulation, the elements of upper and lower yoke insulation, the common pressing ring made of electric cardboard. The reactor winding is represented by four concentric separated by axial ducts with «bridge» -type spacers. The geometry of the reactor and the temperature field model are shown in Fig. 5a.

The mentioned Figure should be provided with further clarifications. The tie rod located inside the core has a complex, but not cylindrical shape, which does not allow

proper heating based on specified losses, so it is omitted in the geometry of design model, and oil duct between the rod and the internal surface of the core corresponds to the actual condition.

Oil velocity field in the tank and the active part of the reactor is shown in Fig. 5b.

The enlarged fragment of the reactor upper is shown in Fig. 6.

Detailed analysis of temperature fields and rates of cooling oil over entire height of EW internal winding, in LV2 external winding of the transformer, as well as in winding of the reactor, including the fragment of its upper part, is the evidence of achieving the quality simulation of heat transfer in both integrated models of the equipment and also as referred to the effectiveness of applied mathematical CFD-simulation techniques. Oil movement in the windings has no numerical effects of cross-through flow of oil.

Type testing of the reactor has also confirmed the appropriate compliance of calculation with measurements of oil temperature in the tank, average winding temperature and HST of winding

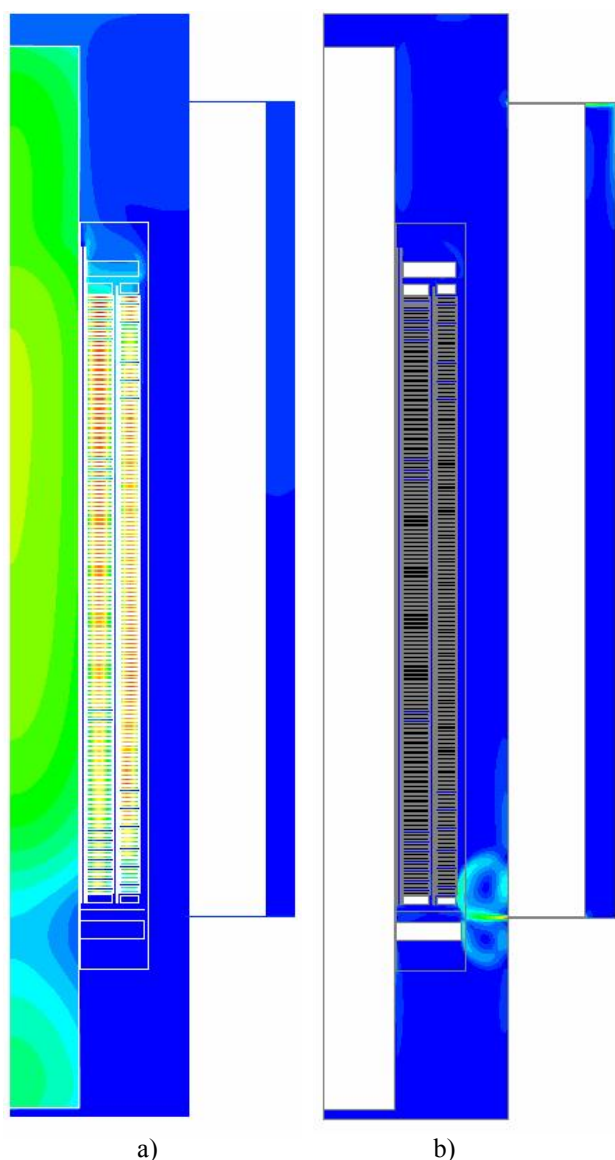


Fig. 4 – CFD-model of the transformer EOCNK - 45000/34.5:
a) – temperature fields, b) – velocity fields

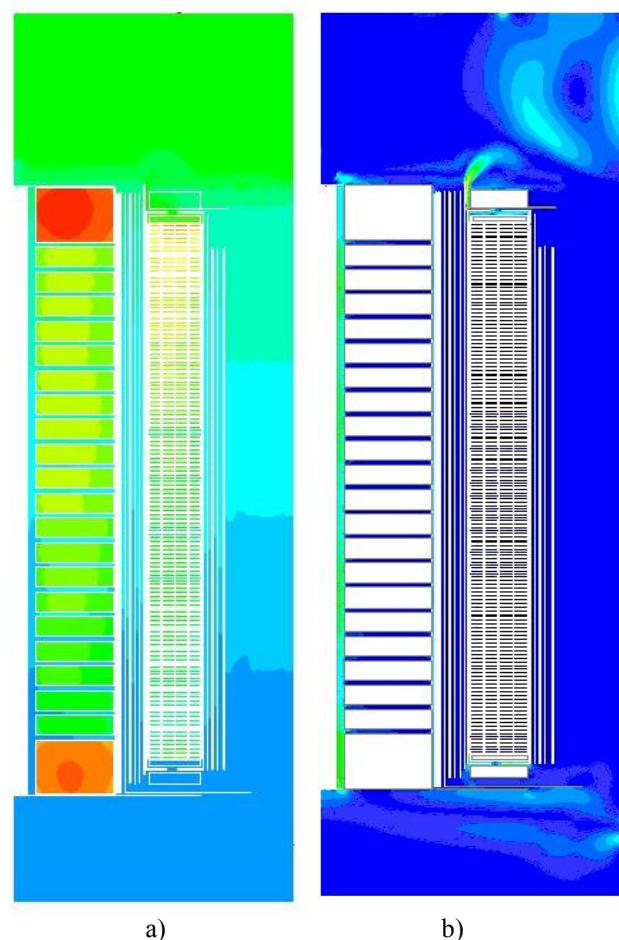


Fig. 5 – CFD-model of the reactor ROM-80000/765:
a) – temperature field, b) – velocity field

CALCULATION EXAMPLES CFD-MODELS OF AUTONOMOUS WINDING

Calculation of temperature rises of common winding (CW) with labyrinth (with the partitions) and of series winding (SW) with «alternation» of number and locations of axial cooling ducts of autotransformer rated for capacity 83.3 MVA is investigated as an examples of CFD-models of autonomous windings. Both methods of heat transfer improvement are well-known, employed for production of power transformers and reactors, and represented in the industrial procedures [1-6] with application of «overheating empirical method.» However, empirical methods do not allow estimation of HST of the coils with required accuracy, and this is the task of CFD-calculations.

CW winding has been simulated as autonomous group of upper coils. At the right and the left (along the coil ends) the model is limited by vertical insulation cylinders, on the top – by pressing rings, at the bottom the section is made at the center of height of lower coil model. Dimensions of the coils, vertical and horizontal cooling ducts correspond to design sizes; the geometry of the coils has simplified (rectangular) shape; filling the coil with the conductors is considered in specified thermal properties of the coils. Upper top coils generate the upper passage of labyrinth oil movement. Labyrinth oil flow is formed by means of horizontal partitions arranged in external vertical cooling duct above coil 1 and below coil 8.

Oil temperature at inlet to the bottom planes of vertical cooling ducts of the model is determined based on method [26]. Oil velocity in the lower ducts of the model is assumed from known assumption that oil consumption is proportional to the winding losses.

Calculation results are shown in Fig. 7. It has been determined that the maximum HST was in the fourth top

coil. Its absolute temperature makes up 94,4°C, which is appropriate at ambient temperature 20°C due to permissible value 78 K of HST temperature rise above ambient temperature.

Obtained result is explained as follows. To top three coils of upper path of the labyrinth the higher horizontal ducts are adjacent than those adjacent to the coils 4–8. Increased oil rates in these ducts are characterized by reduced hydraulic resistance of oil, as well as by forced acceleration of oil rate due to oil labyrinth flow – Fig. 7b. The factors mentioned, as well as uneven losses in the coils caused by eddy currents in the coil conductors due to axial and radial components of magnetic induction have formed the conditions under which the coil 4 is the most heated one. Labyrinth oil flow has an effect both on both the uneven temperature field of oil, conductors of the coils – Fig. 7a, and also on oil rate field in vertical and horizontal ducts – Fig. 7b.

SW winding with alteration of number and locations of axial cooling ducts was studied using the same approach – Fig. 8. The coil pairs with small horizontal duct between them are arranged along the winding height. In the top coil of each pair there are two internal axial ducts; in the bottom coil – one duct. Such arrangement of axial ducts provide the conditions similar to labyrinth oil flow. This causes increase of oil rate both in said internal axial ducts and in adjacent areas of horizontal ducts – Fig. 8b, due to unevenness of additional losses in the coils, both over coil height (maximum losses occur in the conductors of the first coil) and in different groups of the conductors along radial dimension of each coil. These factors create the conditions of uneven temperature field in the coils and within the surrounding oil – Fig. 8a. These factors create the conditions of uneven temperature field in the coils and within the surrounding oil – Fig. 8a. HST of upper coils makes up 94,7°C.

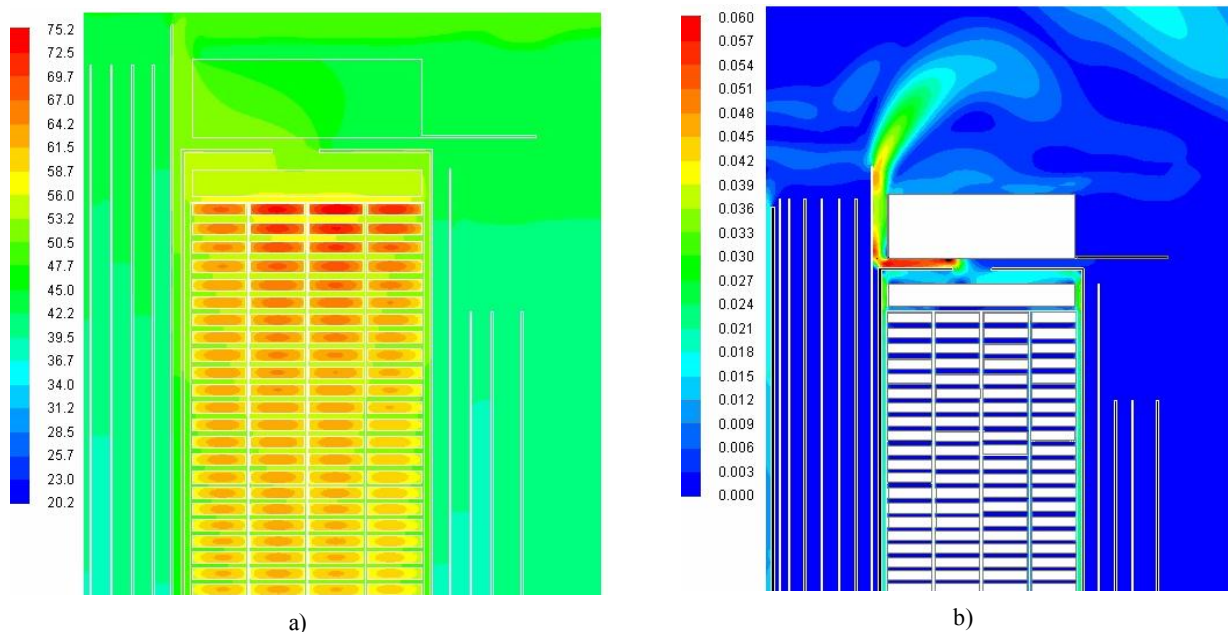


Fig. 6 – Fragment of CFD-model of the reactor ROM-80000/765: a) temperature field, °C; b) oil velocity field, m/s

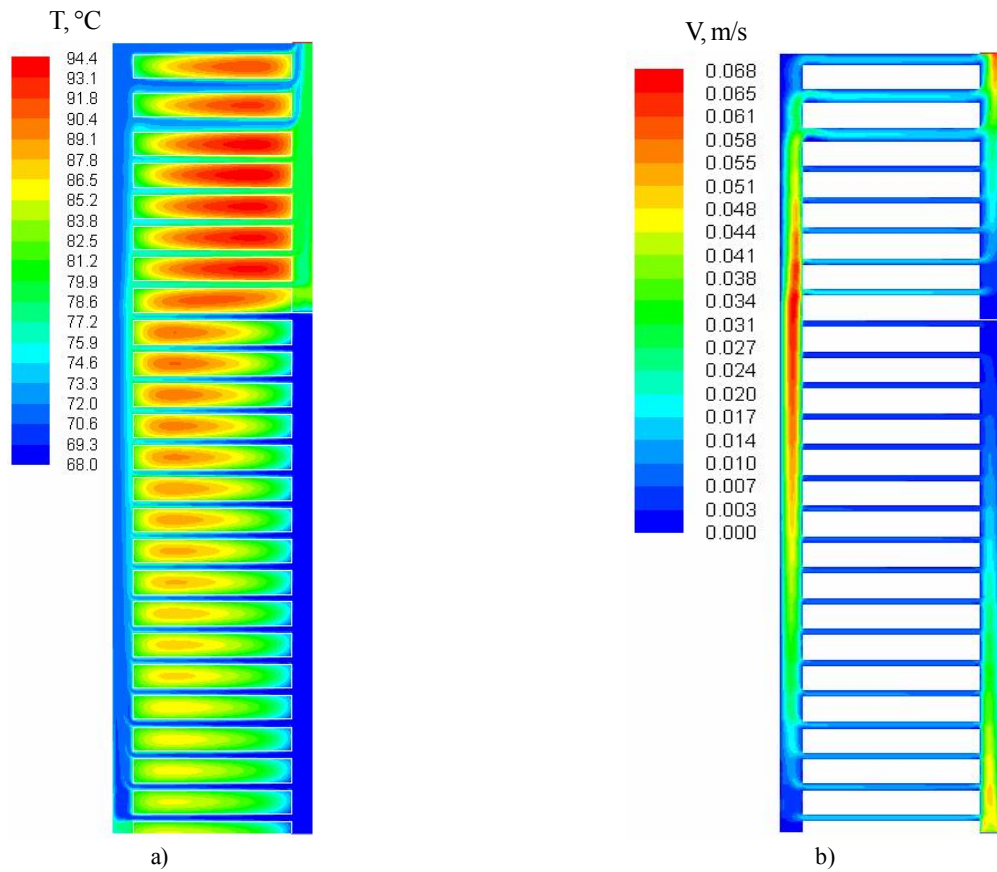


Fig. 7 – Model of upper part of CW winding with «labyrinth»: a) temperature field, °C; b) oil velocity field, m/s

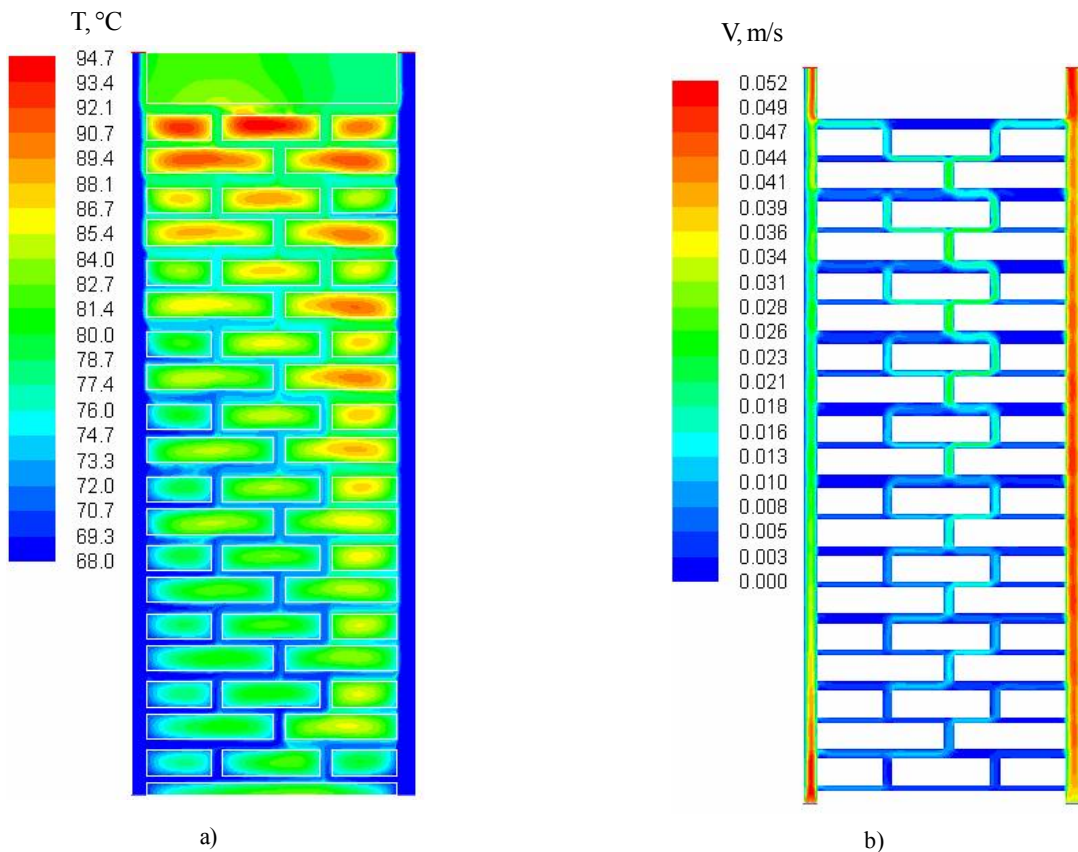


Fig. 8 – SW having «alternate arrangement» of vertical ducts: a) temperature field, °C; b) oil velocity field, m/s

Medium voltage windings (MVW) having nine coils of upper passage of «labyrinth», and low voltage windings (LV) with additional vertical duct at upper four coils of the transformer also rated for 83.3 MVA have been estimated. The results are shown in Fig. 9 and 10.

It has been determined that in MV winding with «labyrinth», the most heated coils are the first, the third and the fourth (from the top) having the same HST temperature 93,7°C.

Upper coils in LV winding have rather low heating, it makes up 94,9°C in the sixth coil, and 96,7°C in the seventh coil.

Labyrinth oil flow in MV winding and presence of additional axial ducts at upper four coils of LV winding create uneven temperature and rate (velocity) fields similarly to winding structures shown in Fig. 7, 8, and this determines specific location of windings' HST and their temperature values. It should be noted that it would be problematic to determine with required accuracy the locations and HST temperatures using presented calculation examples of CFD-models of autonomous windings by means of empirical procedures [1–6].

The obtained results have confirmed the reduction of HST heating and average winding temperature rises at the expense of adopted methods of heat transfer improvement,

and are used to justify the locations of installation of fiber optic sensors for the measurement both during transformer type testing and within operation.

CONCLUSION

Complex CFD-models of oil-cooled transformers equipment using magnetic systems, main structural elements, windings, tanks and external cooling systems and external cooling systems have been developed, the results of which are employed in practice of industrial designing and testing of the equipment.

The study ensures quality simulation of heat and mass transfer in integrated models of the transformer equipment that is the evidence of the effectiveness of applied mathematical methods as regard to CFD-simulation.

For the conditions of natural oil flow, recommendation is given as to application of turbulence models, for example, k-e with scalable wall function (SWF). This statement has showed impact-decreasing effect of oil rate in horizontal duct in regard to coil heating. Effect of oil boundary layers detachment nearby the vertical surface of the coils is observed. Presence of insignificant areas of stagnant oil in the ducts does not cause coil overheating; zigzag oil flow along the groups of winding ducts is eliminated.

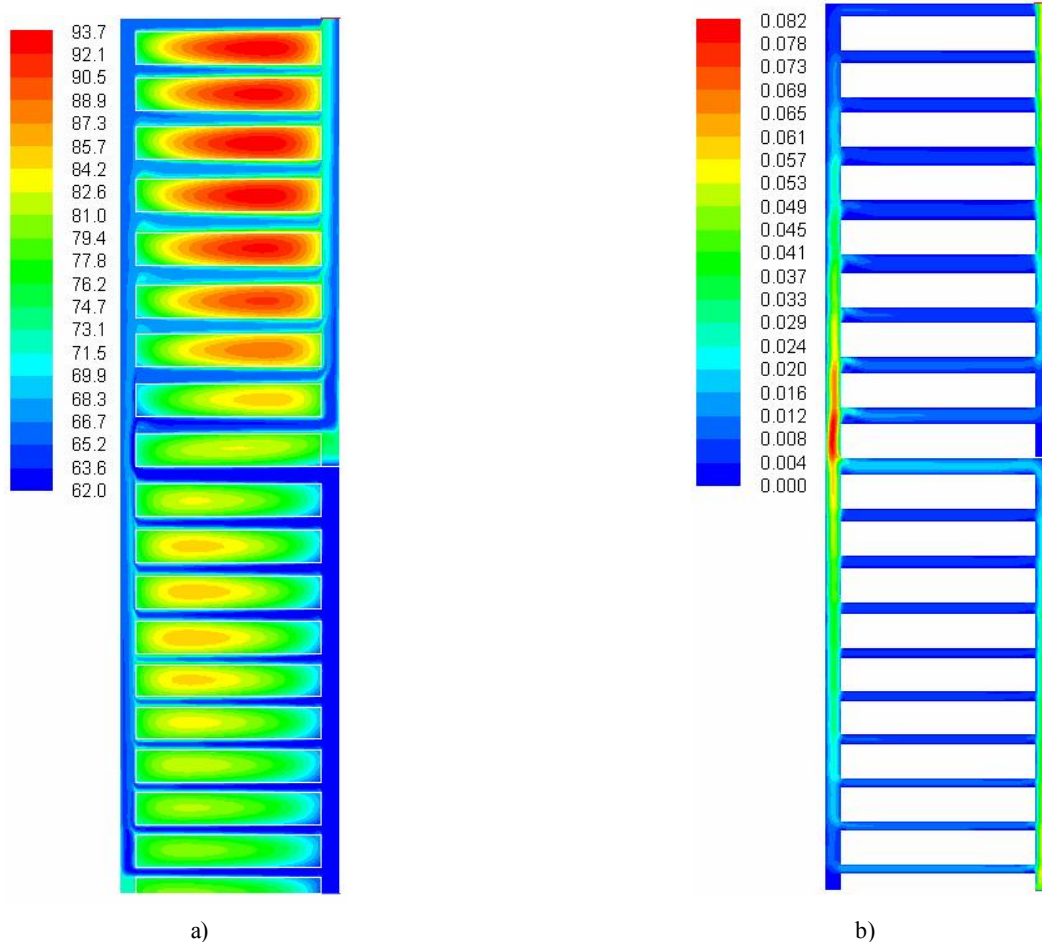


Fig. 9 – Model of MV winding with «labyrinth»: a) temperature field, °C; b) oil velocity field, m/s

Calculation examples using autonomous CFD-models of windings with different method of heat transfer improvement by means of specific design solutions: «labyrinth» oil flow, alternate arrangement and introduction of additional vertical ducts along the coil width, represents the possibility of improved estimation of hot spot temperatures of the windings, and validation of the points to be used for measurement of local temperatures using fiber optic sensors.

REFERENCES

- 1 Бики М. А. Проектирование силовых трансформаторов. Расчеты основных параметров / М. А. Бики. – М. : Знак, 2013. – 612 с.
- 2 Теплоотдача внутренних катушечных обмоток трансформаторов / [А. Б. Швидлер, Ю. А. Михайловский, Г. Б. Чередниченко, Л. А. Клименко] // Электротехника. – 1980. - № 7. – С. 19-21.
- 3 Методы расчета превышений температуры обмоток силовых трансформаторов / [И. Д. Воеводин, Ю. А. Михайловский, В. М. Черноготский, и др.] // Трансформаторы : Перенапряж. и координация изоляции. Пер. докл. междунар. конф. по больш. электр. системам СИГРЭ–84. – М. : Энергоатомиздат, 1986. – С. 190–198.
- 4 Интенсификация теплообмена в катушечных обмотках трансформаторов / [А. Б. Швидлер , Ю. А. Михайловский, Г. Б. Чередниченко и др.] // Электротехника. – 1987. – № 5. – С. 8–10.
- 5 РД16 303-86. Руководящий документ. Трансформаторы силовые масляные. Тепловой расчет обмоток с различными способами интенсификации теплообмена / [Разработчики : О.И. Сисуненко, Ю. С. Гитин, Ю. А. Михайловский, А. Б. Швидлер, Е. А. Серебрицкая]. – Введен с 01.01.87. Запорожье : ВИТ. – 42 с.
- 6 Іванков В. Ф. Розрахункова підсистема автоматизованого проектування трансформаторів і реакторів / В. Ф. Іванков, Ю. Н. Шафір // Праці Ін-ту електродинаміки НАН України. Збірник наукових праць. – К. : Ін-т електродинаміки НАН України., 2008. – № 18. – С. 123–131.
- 7 Oliver A. J. Estimation of transformer winding temperatures and coolant flows using a general network method / A. J. Oliver // IEE Proc., Vol. 127, Pt. C, No. 6, November 1980. – P. 395–405.
- 8 Transformer design principles: with application to core-form transformers / [R. M. Del Vecchio, B. Poulin, P. T. Feghali and etc] // Gordon and Breach Science Publishers, 2001. – 599 p.
- 9 Codd J. Assessment of a Hydraulic Network Model for Zig-zag Cooled Power Transformer Windings / Joris Codd,, Wim Van der Veken, Martine Baelman // Preprint submitted to Applied Thermal Engineering January 21, 2015. – Access mode : <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1359431115000885>.
- 10 Pat. US 6,609,079 B1, G01K 17/00, 702/13. Method and arrangement for ascertaining state variables / Seitlinger

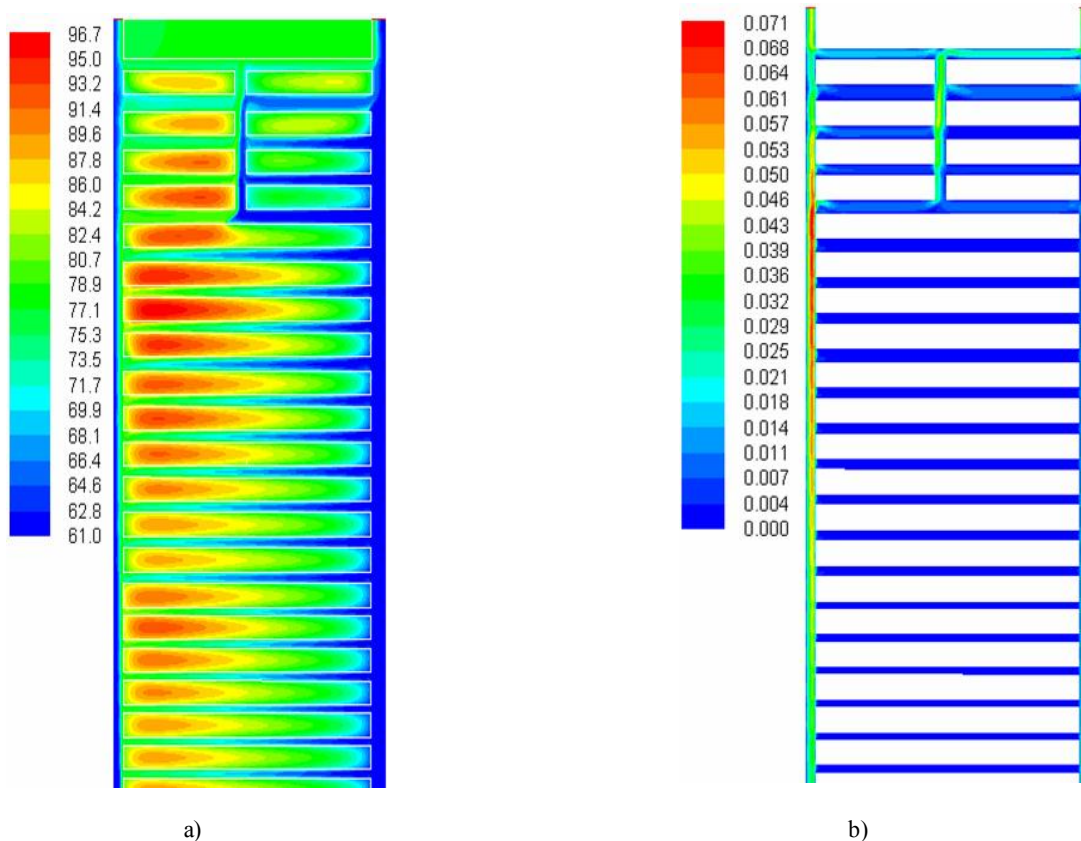


Fig. 10 – Model of LV winding with additional upper duct at the top four coils: a) temperature field, °C; b) oil velocity field, m/s

- W. ; Assignee: VA TECH Elin Transformatoren GmbH. - № US006609079B1; filed 06.05.1999; pub. 25.11.1999, № WO99/60682. Access mode : <https://patentimages.storage.googleapis.com>.
- 11 Mufuta J.-M. Modelling of the mixed convection in the winding of a disc-type power transformer / J.-M. Mufuta, E. Bulck // Applied Thermal Engineering 20 (2000). – P. 417–437. – Access mode : <http://www.elsevier.com>.
 - 12 Кучерявая И. Н. Численное исследование влияния различных факторов процесса теплообмена на эффективность охлаждения трансформаторно-выпрямительных модулей / И. Н. Кучерявая // Техн. електродинаміка. – 2000. – № 3. – С. 56–61.
 - 13 Козлов В. В. Підвищення ефективності примусового охолодження високовольтних масляних трансформаторів: автореф. дис. на здобуття наук. ступеня канд. техн. наук: спец. 05.09.01 «Електричні машини й апарати» / В. В. Козлов; Нац. техн. ун-т «Харк. політехн. ін-т». – Харків, 2004. – 19 с.
 - 14 Рассальський О. М. Аналіз і розрахунків теплових режимів силового електроустаткування [Текст] : навч. посіб. для студ. вищ. навч. закл. / О. М. Рассальський ; ЗНТУ. – Запоріжжя : [б.в.], 2005. – 146 с
 - 15 Thermal performance of power transformers: thermal calculation tools focused on new operating requirements / Tanguy A, Patelli J. P., Taisne J. P. [and etc] // CIGRE, Paris Session 2004, Report A2–105. – Access mode : <http://www.cigre.org>.
 - 16 Методические подходы к CFD–моделированию тепловых режимов силовых масляных трансформаторов / П. Г. Круковский, В. А. Яцевский, Л. Н. Конторович, В. Ф. Иванков, Д. Д. Юрченко // Промышленная теплотехника. – 2008. – Т. 30. – № 6. – С. 57–66.
 - 17 CFD–моделирование теплообмена в катушечных обмотках трансформаторов при естественной конвекции охлаждающего масла / П. Г. Круковский, В. А. Яцевский, Л. Н. Конторович, В. Ф. Иванков, Д. Д. Юрченко // Промышленная теплотехника. – 2009. – Т. 31. – № 4. – С. 17–26.
 - 18 CFD–анализ теплового состояния обмоток масляных трансформаторов при критических размерах горизонтальных охлаждающих каналов / [П. Г. Круковский, В. А. Яцевский, Л. Н. Конторович и др.] // Промышленная теплотехника. – 2009. – Т. 31, № 6. – С. 35–45.
 - 19 Яцевский В. А. Особенности гидродинамики и теплообмена при течении масла во взаимосвязанных каналах катушечных обмоток силовых трансформаторов / В. А. Яцевский, П. Г. Круковский // Промышленная теплотехника. – 2011. – № 2. – С. 24–34.
 - 20 Yatsevsky V. A. Hydrodynamics and heat transfer in cooling channels of oil-filled power transformers with multicoil windings / V. A. Yatsevsky // Applied Thermal Engineering 63 (1) (2014) 347–353. – Access mode : <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1359431113007746>.
 - 21 .Ivankov V. F. Verification methods for electrothermal calculations of electric reactors without steel / V. F. Ivankov, A. V. Basova, N. V. Shulga // Електротехніка та електроенергетика. – 2015. – № 5. – С. 26–34.
 - 22 Jiao Y. CFD Study On The Thermal Performance of Transformer Disc Windings Without Oil Guides / Yuhe Jiao // M. SC Thesis. EGI 2012: 089MSC EKV915. Stockholm. – Access mode : <http://www.diva-portal.se/smash/get/diva2:555330/FULLTEXT01.pdf>.
 - 23 Wittmaack R. Thermal Design of Power Transformers via CFD / Ralf Wittmaack // Journal of Energy and Power Engineering 9 (2015) 102-107 doi: 10.17265/1934-8975/2015.01.012. – Access mode : <http://www.davidpublisher.org/Public/uploads/Contribute/550682c1907a5.pdf>.
 - 24 Transformer Thermal Modeling. Working Group A2.38, CIGRE. June 2016, ISBN: 978-2-85873-362-0. – 188 p. – Access mode : <http://www.cigre.org>.
 - 25 Киш Л. Нагрев и охлаждение трансформаторов / Л. Киш ; пер. с венгерского М. А. Бики ; [под ред. Г. Е. Тарле]. – М. : Энергия, 1980. – 208 с., ил. – (Трансформаторы; Вып. 36).
 - 26 Басова А. В. Инженерный расчет комбинированной масляной системы охлаждения трансформаторов / А. В. Басова, В. Ф. Иванков // Пром. теплотехника. – 2013. – Т. 35. – № 4. – С. 9–17.
 - 27 Иванков В. Ф. Электротепловые расчетные модели элементов конструкции трансформаторного оборудования / В. Ф. Иванков, А. В. Басова, Н. В. Шульга // Електротехніка та електроенергетика. – 2014. – № 2. – С. 41–53.
 - 28 Михеев М. А. Основы теплопередачи / М. А. Михеев, И. М. Михеева. – Изд. 2–е, стереотип. – М. : Энергия, 1977. – 344 с.
 - 29 Юрченко Д. / Моделирование теплообмена в каналах с интенсификаторами / Д. Юрченко // ANSYS Advantage. – 2009. – № 10. – С. 32–34. Режим доступа : <http://www.ansysolutions.ru>.
 - 30 IEC 60076-7. Power transformers – Part 7: Loading guide for oil-immersed transformers. – 2005. – 114 p. : www.iec.ch. (Eng.)

Иванков В.Ф.¹, Басова А.В.²

¹Канд. техн. наук, начальник бюро ПАТ «Запоріжтрансформатор», Україна

²Провідний інженер-конструктор ПАТ «Запоріжтрансформатор», Україна

РОЗРАХУНОК ТЕПЛОВИХ CFD-МОДЕЛЕЙ ТРАНСФОРМАТОРНОГО УСТАТКУВАННЯ З МАСЛЯНИМ ОХОЛОДЖЕННЯМ

Мета роботи полягає в забезпеченні розрахункового проектування повнофункціональною і стійкою в обчислювальному процесі CFD-методикою моделювання комплексних теплових моделей трансформаторів і реакторів, а також в апробації її якості і можливостей на прикладах розрахунків натурних зразків устаткування,

а також автономних моделей котушкових обмоток з різними конструктивними способами інтенсифікації теплообміну.

Методи досліджень. Використаний CFD-метод (Computational Fluid Dynamics) математичного моделювання нелінійних процесів гідродинаміки і теплообміну в трансформаторному обладнанні з застосуванням систем скінчено-елементного аналізу.

Отримані результати. Представлені основні елементи методики формування математичних моделей і приклади CFD-розрахунків осесиметричних комплексних моделей перетворювального трансформатора і шунтувального реактора з проміжками в стрижні магнітної системи, а також моделей обмоток з конструктивними способами інтенсифікації теплообміну за рахунок «лабіринту» (перегородок) та «почережності» (числа та місць) осьових охолоджувальних каналів.

Наукова новизна. Наукова цінність використаного методологічного підходу полягає в тому, що розроблені моделі є комплексними, тобто враховують геометрію, втрати, теплові параметри не тільки обмоток, а й основних елементів конструкції і системи охолодження. Науковою новизною роботи є досягнення авторами певним якісним налаштуванням обчислювального процесу сталого рішення засобами інваріантної системи чисельного моделювання нелінійних рівнянь Нав'є-Стокса. Це забезпечило якість і точність моделювання процесів тепломасопереносу в складній структурі масляних каналів і котушок в обмотках, дозволило уникнути отриманого в деяких дослідженнях помилкового «зигзагоподібного» руху масла по групах регулярних структур котушок (без лабіринту і без «почережності» числа та місць осьових каналів) за умов природного охолодження трансформаторним маслом.

Практична значимість. Комплексні моделі забезпечують розрахунок розподілу температур масла в активній частині, включаючи області обмоток, поле температур масла між баком і обмотками, температури в місцях виходу масла з бака (верх) і входу в бак (низ). Розрахунки дозволяють визначити розподіл середніх температур по перетину котушок обмоток, середні температури обмоток шляхом усереднення температур в котушках, визначення місця і максимальну температуру на поверхні провідників найбільш нагрітої котушки. Останні, які тлумачаться як температури найбільш нагрітої точки (ННТ) обмоток, використовуються при оцінці старіння доторкної ізоляції. Визначення місць і температур ННТ обмоток використовуються для обґрунтування місця установки оптоволоконних датчиків для вимірів при типових випробуваннях і в експлуатаційних системах моніторингу обладнання. Представлені результати застосовані в практиці промислового проектування і випробування трансформаторів і реакторів.

Ключові слова: трансформатори, тепломасоперенос, CFD-моделювання.

Иванков В. Ф.¹, Басова А. В.²

¹Канд. техн. наук, начальник бюро ПАО «Запорожтрансформатор», Україна

²Ведущий инженер-конструктор ПАО «Запорожтрансформатор», Україна

РАСЧЕТ ТЕПЛОВЫХ CFD-МОДЕЛЕЙ ТРАНСФОРМАТОРНОГО ОБОРУДОВАНИЯ С МАСЛЯНЫМ ОХЛАЖДЕНИЕМ

Цель работы заключается в обеспечении расчетного проектирования полнофункциональной и устойчивой в вычислительном процессе CFD-методикой моделирования комплексных тепловых моделей трансформаторов и реакторов, а также в апробации ее качества и возможностей на примерах расчетов натуральных образцов оборудования, а также автономных моделей катушечных обмоток с различными конструктивными способами интенсификации теплообмена.

Методы исследований. Использован CFD-метод (Computational Fluid Dynamics) математического моделирования нелинейных процессов гидродинамики и теплообмена в трансформаторном оборудовании с применением систем конечно-элементного анализа.

Полученные результаты. Представлены основные элементы методики формирования математических моделей и примеры CFD-расчетов осесиметричных комплексных моделей печного трансформатора и шунтирующего реактора с зазорами в стержне магнитной системы, а также моделей обмоток с конструктивными способами интенсификации теплообмена за счет «лабиринта» (перегородок) и с «чередованием» (числа и мест) осевых охлаждающих каналов.

Научная новизна. Научная ценность использованного методологического подхода заключается в том, что разработанные модели являются комплексными, то есть учитывают геометрию, потери, тепловые параметры не только обмоток, но и основных элементов конструкции и системы охлаждения. Научной новизной работы является достижение авторами определенными качественными настройками вычислительного процесса устойчивого решения средствами инвариантной системы численного моделирования нелинейных уравнений Навье-Стокса. Это обеспечило качество и точность моделирования процессов тепломасопереноса в сложной структуре масляных каналов и катушек в обмотках, позволило избежать полученного в некоторых исследованиях ложного «зигзагообразного» движения масла по группам регулярных структур катушек (без лабиринта и без «чередования» числа и мест осевых каналов) при условиях естественного охлаждения трансформаторным маслом.

Практическая значимость. Комплексные модели обеспечивают расчет распределения температур масла в активной части, включая области обмоток, поле температур масла между баком и обмотками, температуры в местах выхода масла из бака (верх) и входа в бак (низ). Расчеты позволяют определить распределение

срeдних температур по сечению катушек обмоток, срeдние температуры обмоток путем усреднения температур в катушках, определение места и максимальной температуры на поверхности проводников наиболее нагретой катушки. Последние, трактуемые как температуры наиболее нагретой точки (ННТ) обмоток, используются при оценке старения соприкасающейся изоляции. Определение мест и температур ННТ обмоток используются для обоснования места установки оптоволоконных датчиков для измерений при типовых испытаниях и в эксплуатационных системах мониторинга оборудования. Представленные результаты применены в практике промышленного проектирования и испытания трансформаторов и реакторов.

Ключевые слова: трансформаторы, теплоперенос, CFD-моделирование.

REFERENCES

- 1 Biki M.A. Proektirovanie silovykh transformatorov. Raschety osnovnykh parametrov. Moscow, Znak, 2013, 612 p.
- 2 Shvidler A. B., Mikhailovskii Yu. A., Cherednichenko H. B., Klimenko L. A. Teplootdacha vnutrennikh katushechnykh obmotok transformatorov, *Elektrotehnika*. 1980, No 7. pp. 19–21.
- 3 Voevodin I. D., Mikhailovskii Yu. A., Chernohotskii V. M., Shvidler A. B. Metody rascheta prevysheniia temperatury obmotok silovykh transformatorov, *Transformatory, Perenapriazh. i koordinatsiia izoliatsii*, Per. dokl. mezhdunar. konf. po bolsh. elektr. sistemam SIHRE–84, Moscow, Enerhoatomizdat, 1986, S. 190–198.
- 4 Shvidler A. B., Mikhailovskii Yu. A., Cherednichenko H. B. Intensifikatsiia teploobmena v katushechnykh obmotkakh transformatorov, *Elektrotehnika*, 1987, No 5, pp. 8–10.
- 5 Sisunenko O. I., Hitin Yu. S., Mikhailovskii Yu. A., Shvidler A. B., Serebritskaia E. A. RD16 303-86. Rukovodiashchii dokument. Transformatory silovye maslianye. Teplovoi raschet obmotok s razlichnymi sposobami intensivatsii teploobmena, Vveden s 01.01.87. Zaporozhe, VIT, 42 s.
- 6 Ivankov V. F., Shafir Yu. N. Rozrakhunkova pidsistema avtomatizovanoho proektuvannia transformatoriv i reaktoriv. Pratsi In-tu elektrodinamiki NAN Ukraini. Zbirnik naukovikh prats, Kiev, In-t elektrodinamiki NAN Ukraini, 2008, No 18, S. 123–131.
- 7 Oliver A. J. Estimation of transformer winding temperatures and coolant flows using a general network method. *IEE Proc.*, Vol. 127, No. 6, November 1980, P. 395–405.
- 8 Del Vecchio R. M., Poulin B., Feghali P. T. Transformer design principles: with application to core-form transformers, Gordon and Breach Science Publishers, 2001, 599 p.
- 9 Codd J. Assessment of a Hydraulic Network Model for Zig-zag Cooled Power Transformer Windings / Joris Codd Wim Van der Veken, Martine Baelman, Preprint submitted to Applied Thermal Engineering January 21, 2015. – Access mode : <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1359431115000885>.
- 10 Pat. US 6,609,079 B1, G01K 17/00, 702/13. Method and arrangement for ascertaining state variables, Seitlinger W.; Assignee: VA TECH Elin Transformatoren GmbH, No US006609079B1; filed 06.05.1999; pub. 25.11.1999, № WO99/60682. Access mode : <https://patentimages.storage.googleapis.com>.
- 11 Mufuta J.-M., Bulek E. Modelling of the mixed convection in the winding of a disc-type power transformer, *Applied Thermal Engineering* 20 (2000), P. 417–437. Access mode : <http://www.elsevier.com>.
- 12 Kucheriavaia I. N. Chislennoe issledovanie vliianiia razlichnykh faktorov protsessa teploobmena na effektivnost okhlazhdeniia transformatorno-vypriamitelnykh modulei. *Tekhn. Elektrodinamika*, 2000, No 3, pp. 56–61.
- 13 Kozlov V. V. Pidvishchennia efektyvnosti primusovoho okholodzhennia visokovoltnykh maslianykh transformatoriv: avtoref. dis. na zdobuttia nauk. stupenia kand. tekhn. nauk: spets. 05.09.01 «Elektrichni mashini i aparati», Nats. tekhn. un-t «Khark. politekhn. in-t», Kharkiv, 2004, 19 s.
- 14 Rassalskii O. M. Analiz i rozrakhunok teplovikh rezhimiv silovoho elektroustatkuvannia, Zaporizkii natsionalnii tekhnichnii un-t, Zaporizhzhia, 2005, 146 s.
- 15 Tanguy A, Patelli J. P., Taisne J. P. Thermal performance of power transformers: thermal calculation tools focused on new operating requirements, CIGRE, Paris Session, 2004, Report A2–105
- 16 Krukovskii P. H., Yatsevskii V. A., Kontorovich L. N., Ivankov V. F., Yurchenko D. D. Metodicheskie podkhody k CFD–modelirovaniu teplovykh rezhimov silovykh maslianykh transformatorov. *Promyshlennaia teplotekhnika*, 2008, Vol. 30, No 6, S. 57–66.
- 17 Krukovskii P. H., Yatsevskii V. A., Kontorovich L. N., Ivankov V. F., Yurchenko D. D. CFD–modelirovanie teploobmena v katushechnykh obmotkakh transformatorov pri este-stvennoi konveksii okhlazhdaiushcheho masla. *Promyshlennaia teplotekhnika*, 2009, Vol. 31, No 4, pp. 17–26.
- 18 Krukovskii P. H., Yatsevskii V. A., Kontorovich L. N., Ivankov V. F., Khutornyi V. M. CFD–analiz teplovoho sostoianiia obmotok maslianykh transformatorov pri kritiche-skikh razmerakh horizontalnykh

- okhlazhdaiushchikh kanalov. *Promyshlennaiia teplotekhnika*, 2009, Vol. 31, No 6, pp. 35–45.
- 19 Yatshevskii V. A., Krukovskii P. H. Osobennosti hidrodinamiki i teploobmena pri techenii masla vo vzaimosviazannykh kanalakh katushechnykh obmotok silovykh transformatorov. *Promyshlennaiia teplotekhnika*, 2011, No 2, pp. 24–34.
- 20 Yatshevskii V. A. Hydrodynamics and heat transfer in cooling channels of oil-filled power transformers with multicoil windings. *Applied Thermal Engineering*, 2014, pp. 347–353.
- 21 Ivankov V. F., Basova A. V., Shulga N. V. Verification methods for electrothermal calculations of electric reactors without steel. *Elektrotekhnika ta elektroenerhetika*, 2015, No 5, pp. 26–34.
- 22 Jiao Y. CFD Study On The Thermal Performance of Transformer Disc Windings Without Oil Guides / Yuhe Jiao // M. SC Thesis. EGI 2012: 089MSC EKV915. Stockholm.
- 23 Wittmaack R. Thermal Design of Power Transformers via CFD, *Journal of Energy and Power Engineering*, 2015, No 9, pp. 102–107.
- 24 Transformer Thermal Modeling. Working Group A2.38, CIGRE. June 2016, ISBN: 978-2-85873-362-0, 188 p.
- 25 Kish L. Nahrev i okhlazhdenie transformatorov. Moscow, Enerhiia, 1980, 208 s.,
- 26 Basova A. V., Ivankov V. F. Inzhenernyi raschet kombinirovannoi maslianoi sistemy okhlazhdeniia transformatorov. *Prom. teplotekhnika*, 2013, Vol. 35, No 4, pp. 9–17.
- 27 Ivankov V. F., Basova A. V., Shulha N. V. Elektroteplovye raschetnye modeli elementov konstruktsii transformatornogo oborudovaniia. *Elektrotekhnika ta elektroenerhetika*, 2014, No № 2, pp. 41–53.
- 28 Mikheev M. A., Mikheeva I. M. Osnovy teploperedachi. Moscow, Enerhiia, 1977, 344 s.
- 29 Yurchenko D. Modelirovanie teploobmena v kanalakh s intensivatorami. ANSYS Advantage, 2009, No 10, pp. 32–34.
- 30 IEC 60076-7. Power transformers Part 7: Loading guide for oil-immersed transformers, 2005, 114 p.

УДК [621.314+621.3.017+621.3.013.5]

Остренко М. В.¹, Тиховод С. М.²

¹Аспирант, Запорожский Национальный Технический Университет, Украина
²Д-р техн. наук, доцент, Запорожский Национальный Технический Университет, Украина

РАСЧЕТ ПОТЕРЬ В ЭЛЕМЕНТАХ КОНСТРУКЦИИ СИЛОВЫХ ТРАНСФОРМАТОРОВ И РЕАКТОРОВ МЕТОДОМ КОНЕЧНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ С ГРАНИЧНЫМИ УСЛОВИЯМИ ИМПЕДАНСНОГО ТИПА

Цель работы. Данная статья предлагает обоснованную математическую модель, основанную на приложении метода конечных элементов (МКЭ), которое позволяет более эффективно моделировать вихревые токи и потери, вызванные полями рассеяния, в баке силовых трансформаторов и реакторов и элементах их конструкций.

Методы исследований. Основываясь на допущениях равенства нулю нормальных составляющих напряженностей магнитного и электрического полей в ферромагнитном полупространстве, данная математическая модель вводит поверхностную плотность вихревого тока в уравнения МКЭ.

Основные результаты. Сделан вывод, что предложенная математическая модель позволяет более эффективно рассчитывать вихревые токи и потери, вызванные полями рассеяния, в баке силовых трансформаторов и реакторов и элементах их конструкций. При этом достигается существенное уменьшение результирующей системы уравнений (в десятки раз), что приводит к значительному сокращению времени расчета и компьютерных ресурсов без потери в точности.

Научная новизна. Новизной предложенной математической модели является форма, удобная для программной реализации известных граничных условий импедансного типа, описывающих распределение электромагнитного поля в баке и элементах конструкции, причем эти элементы представляются как ферромагнитное проводящее полупространство.

Практическая значимость. Примеры расчета однофазного автотрансформатора 167МВА 345кВ 161кВ в программном комплексе ELMAG-3D, созданном на основе описанного метода и в программном комплексе ANSYS с использованием классического подхода solid моделирования трансформатора, показывают применимость и достаточную точность описанного метода в контексте задач расчета потерь в баке и элементах конструкции силовых трансформаторов.

Ключевые слова: метод конечных элементов, поверхностная плотность вихревого тока, потери в силовых трансформаторах.

ВВЕДЕНИЕ

Потери энергии силового трансформатора являются одним из важнейших технико-экономических показателей. Высокая капитализация потерь трансформатора является веской причиной для проведения точного расчета потерь и принятия мер по их снижению. Весомую часть потерь в силовых трансформаторах высокой мощности составляют потери в баке трансформатора и в элементах конструкции от магнитного поля рассеяния. Более того, конкуренция на рынке производства силовых трансформаторов приводит к снижению массогабаритных показателей разрабатываемых трансформаторов, что, вследствие роста плотности энергии поля рассеяния, ведет к возникновению локальных перегревов бака, коробок вводов, элементов конструкции. Высокие температуры локальных нагревов вызывают преждевременное старение твердой изоляции и (или) интенсивное газообразование в трансформаторном масле, что может быть причиной выхода трансформатора из строя.

АНАЛИЗ ИССЛЕДОВАНИЙ И ПУБЛИКАЦИЙ

Следует отметить, что потери и перегревы должны быть оценены для всех (или по меньшей мере для край-

них) положений переключающего устройства и для разных пар обмоток в двух-обмоточных режимах и трех обмоток в трех-обмоточном режиме. Распределение поля рассеяния сильно зависит от количества обмоток (витков обмоток), запитанных на данном положении переключающего устройства и от того как эти обмотки включены по отношению друг к другу. Следовательно, задача сокращения погрешности и времени расчетов потерь и перегревов от поля рассеяния в баке и элементах конструкции трансформатора является актуальной.

Существует большое количество методов позволяющих оценить величину потерь и перегревов от поля рассеяния в силовом трансформаторе. Условно множество методов можно разделить на: аналитико-эмпирические и численно-аналитические [1], численные [1–3], численные смешанные [4]. К преимуществам аналитико-эмпирических и численно-аналитических методов расчета можно отнести высокое быстродействие, но низкая точность расчетов и отсутствие универсальности делают эти методы неконкурентоспособными. Как указано в [1]: «Полученная в настоящее время практика моделирования трансформаторных устройств показала, что численные электромагнитные модели обеспечивают необходимую и достаточную информацию для расчетов нагревов элементов конструкции трансформаторов

и реакторов». Однако существенным недостатком существующих численных методов расчета является ресурсоемкость и низкое быстродействие. При решении задачи распределения квазистатического магнитного поля наиболее популярным является метод конечных элементов (МКЭ). Особенностью и недостатком метода конечных элементов является то, что область моделирования должна быть ограниченной, даже если поле занимает значительное пространство. В работе [5] показано эффективное использование МКЭ в пакете FEMM для моделирования электромагнитных процессов в трансформаторах. В этой работе область моделирования была ограничена пространством бака, но потери в баке не учитывались. МКЭ также используется в популярном пакете моделирования ANSYS [6] и других пакетах. В системе ANSYS проблема ограничения области моделирования решена использованием, так называемых абсорбционных граничных условий [7]. В этом случае расчетная область искусственно ограничивается некоторой поверхностью, которая должна поглощать всю энергию поля, попадающую на нее изнутри. Однако эта поверхность должна достаточно далеко отстоять от всех рассматриваемых объектов, что значительно увеличивает количество узлов конечноэлементной сетки. Другая проблема заключается в том, что в элементах модели, выполненных из конструкционной стали, возникает скин-эффект. Величина скин-слоя конструкционной стали на частоте 50–60 Гц – 1–2 мм. Следовательно, проникая вглубь скин-слоя на 1–2 мм, электромагнитная волна затухает в $e(2,72)$ раз. Для аппроксимации экспоненциальной зависимости конечными элементами первого порядка удовлетворительной точности, количество конечных элементов по глубине скин-слоя должно быть не меньше трех. Т.е. учитывая размеры бака силового трансформатора в несколько метров, разбиение бака на конечные элементы со степенью детализации - несколько элементов на 1–2 мм приводит к размерам системы уравнений требующих большое количество компьютерных ресурсов и времени на решение этой системы. Смешанные численные методы [4] были разработаны для решения вышеописанной проблемы, но точность расчетов на сегодняшний день является неудовлетворительной.

Широкую популярность в решении данной проблемы приобрел эффективный метод: метод конечных элементов с граничным условием импедансного типа [8–12]. Этот метод впервые был предложен С.М. Рытовым, а потом был обоснован М.А. Леонтовичем и А.Н. Щукиным. Метод Щукина-Леонтовича в настоящее время обобщен на широкий круг электродинамических задач, что отражено в обзорной статье [13], посвященной 75-летию этого метода. По своей сути этот метод является приближенным. Следовательно, в реальных приложениях требуется обоснование корректности данного метода и оценки погрешности. Таким образом, при решении задачи расчета потерь в трансформаторах и реакторах требуется формализация принятых допущений, оценка погрешности и дальнейшее развитие метода.

В данной статье предлагается обоснованная математическая модель для расчета потерь в элементах конструкции трансформаторов, выполненных из ферромагнитного проводящего материала (например, конструкционной стали). Особенность модели заключается в замещении граничного условия МКЭ задачи поверхностной плотностью вихревого тока.

Цель статьи – систематическое изложение метода конечных элементов с граничными условиями импедансного типа в форме, удобной для приложений данного метода к задачам расчета потерь в баке и элементах конструкции силовых трансформаторов и реакторов, вызванных полями рассеяния.

ИЗЛОЖЕНИЕ ОСНОВНОГО МАТЕРИАЛА И АНАЛИЗ ПОЛУЧЕННЫХ РЕЗУЛЬТАТОВ

Распределение линейного магнитного поля гармонических источников промышленной частоты в пространстве описывается уравнениями Максвелла в комплексной форме [14]:

$$\vec{\nabla} \times \vec{H} = \vec{J}; \tag{1}$$

$$\vec{\nabla} \times \vec{E} = -j\omega \vec{B}; \tag{2}$$

$$\vec{\nabla} \cdot \vec{B} = 0; \tag{3}$$

$$\vec{\nabla} \cdot \vec{J} = 0; \tag{4}$$

$$\vec{H} = \frac{1}{\mu} \vec{B}; \tag{5}$$

$$\vec{J} = \sigma \vec{E} + \vec{J}_S, \tag{6}$$

где: \vec{H} – напряженность магнитного поля, А/м; \vec{J} – плотность тока, А/м²; \vec{E} – напряженность электрического поля, В/м; \vec{B} – магнитная индукция, Тл; μ – магнитная проницаемость, Гн/м; σ – удельная электропроводность, См/м; \vec{J}_S – плотность тока источника, А/м².

Решение задачи распределения квазистатического поля методом конечных элементов может быть выражено как через векторный магнитный потенциал \vec{A} и скалярный электрический Φ потенциал (А, V-A формулировка) так и через векторный токовый потенциал \vec{T} и скалярный магнитный потенциал Φ (Т, Ф-Ф формулировка). Так как Т, Ф-Ф формулировка МКЭ приводит к «ложному распределению вихревых токов в многосвязной области» [15], выразим задачу через А, V-A формулировку:

$$\vec{\nabla} \times \vec{A} = \vec{B}; \tag{7}$$

$$\vec{E} = -j\omega \vec{A} - \vec{\nabla} \cdot \varphi \quad (8)$$

Подставляем уравнения (5), (7) в (1) и (6), (8) в (4) получаем замкнутую систему уравнений включающую уравнения Максвелла (1–6):

$$\begin{cases} \vec{\nabla} \times \left(\frac{1}{\mu} \vec{\nabla} \times \vec{A} \right) + \sigma(j\omega \vec{A} + \vec{\nabla} \cdot \varphi) = \vec{J}_S \\ \vec{\nabla} \cdot \left[\sigma(-j\omega \vec{A} - \vec{\nabla} \cdot \varphi) \right] = 0 \end{cases} \quad (9)$$

Применим метод Галеркина [16] к системе уравнений (9). Заменим истинное решение системы (9) \vec{A} и φ его разложением в конечный ряд по ортогональным (базисным) функциям:

$$\vec{A}' = \sum_{i=1}^{N_\Omega} \vec{N}_i \cdot A_i, \quad \varphi' = \sum_{i=1}^{N_\Omega} \alpha_i \cdot \varphi_i, \quad (10)$$

где: A_i и φ_i – коэффициенты ряда; \vec{N}_i – векторная базис-функция, определенная в пространстве конечных элементов, имеющих общую i -ю вершину в *Nodal-Based* формулировке или общее i -е ребро в *Edge-Based* формулировке [3]; α_i – скалярная базис-функция, определенная в пространстве конечных элементов, имеющих общую i -ю вершину; N_Ω – количество узлов конечно-элементной сетки в *Nodal-Based* формулировке или количество ребер в *Edge-Based* формулировке.

Подставляя аппроксимацию решения (10) \vec{A}' и φ' в систему (9) получаем невязки (ошибки аппроксимации) R_1 и R_2 :

$$\begin{cases} \vec{\nabla} \times \left(\frac{1}{\mu} \vec{\nabla} \times \vec{A}' \right) + \sigma(j\omega \vec{A}' + \vec{\nabla} \cdot \varphi') - \vec{J}_S = \vec{R}_1 \\ \vec{\nabla} \cdot \left[\sigma(-j\omega \vec{A}' - \vec{\nabla} \cdot \varphi') \right] = R_2 \end{cases} \quad (11)$$

Определим условие минимизации невязок R_1 и R_2 в пределах области решения задачи Ω как равенство нулю взвешенного интеграла от невязки по области Ω . В качестве весовых функций совершенно очевидно выбрать базисные функции \vec{N}_i и α_i :

$$\begin{cases} \int_{\Omega} \vec{R}_1 \cdot \vec{N}_i dV = 0 \\ \int_{\Omega} R_2 \cdot \alpha_i dV = 0, \end{cases} \quad (12)$$

$$\vec{N} = \sum_{i=1}^{N_\Omega} \vec{N}_i, \quad \alpha = \sum_{i=1}^{N_\Omega} \alpha_i.$$

Подставляя систему уравнений (11) в (12) получаем систему уравнений по методу Галеркина:

$$\begin{cases} \int_{\Omega} \left[\vec{\nabla} \times \left(\frac{1}{\mu} \vec{\nabla} \times \vec{A}' \right) + \sigma(j\omega \vec{A}' + \vec{\nabla} \cdot \varphi') \right] \cdot \vec{N}_i dV = \int_{\Omega} \vec{J}_S \cdot \vec{N}_i dV \\ \int_{\Omega} \vec{\nabla} \cdot \left[\sigma(-j\omega \vec{A}' - \vec{\nabla} \cdot \varphi') \right] \cdot \alpha_i dV = 0 \end{cases} \quad (13)$$

Для избегания дифференцирования производных второго порядка, применим к (13) формулы Грина [17]:

$$\begin{aligned} \int_{\Omega} \left[\vec{\nabla} \times \left(\frac{1}{\mu} \vec{\nabla} \times \vec{A}' \right) \right] \cdot \vec{N}_i dV &= \int_{\Omega} \left[\vec{\nabla} \times \vec{H} \right] \cdot \vec{N}_i dV = \\ &= \int_{\Omega} \left[\vec{\nabla} \times \vec{N} \right] \cdot \vec{H} dV + \int_{\Omega} \vec{\nabla} \cdot \left[\vec{H} \times \vec{N} \right] dV = \\ &= \int_{\Omega} \left[\vec{\nabla} \times \vec{N} \right] \cdot \vec{H} dV + \int_{\Gamma} \vec{H} \times \vec{N} \cdot \vec{n} dS = \\ &= \int_{\Omega} (\vec{\nabla} \times \vec{N}) \cdot \left(\frac{1}{\mu} \vec{\nabla} \times \vec{A}' \right) dV - \int_{\Gamma} \left[\vec{H} \times \vec{n} \right] \cdot \vec{N}_i dS \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \int_{\Omega} \vec{\nabla} \cdot \left[\sigma(-j\omega \vec{A}' - \vec{\nabla} \cdot \varphi') \right] \cdot \alpha_i dV &= \int_{\Omega} \left(\vec{\nabla} \cdot \vec{J} \right) \cdot \alpha_i dV = \\ &= - \int_{\Omega} (\vec{\nabla} \cdot \alpha) \cdot \vec{J} dV + \int_{\Omega} \vec{\nabla} \cdot (\vec{J} \cdot \alpha) dV = \\ &= - \int_{\Omega} (\vec{\nabla} \cdot \alpha) \cdot \vec{J} dV + \int_{\Gamma} (\vec{J} \cdot \vec{n}) \cdot \alpha dS = \\ &= \int_{\Omega} (\vec{\nabla} \cdot \alpha) \cdot \sigma \cdot (j\omega \vec{A}' + \vec{\nabla} \cdot \varphi') dV + \int_{\Gamma} (\vec{J} \cdot \vec{n}) \cdot \alpha dS \end{aligned} \quad (14)$$

где: Γ – граница, окружающая область решения задачи Ω ; \vec{n} – вектор нормали к границе Γ .

Подставляя (14) в систему уравнений (13) получаем симметричную систему уравнений, определенную в области Ω ограниченную границей Γ , на которой еще должны быть заданы граничные условия:

$$\left\{ \begin{aligned} & \int_{\Omega} \left[(\vec{\nabla} \times \vec{N}) \cdot \left(\frac{1}{\mu} \vec{\nabla} \times \vec{A}' + \vec{\nabla} \cdot \vec{\varphi}' \right) \cdot \vec{N} \right] dV - \\ & - \int_{\Gamma} [\vec{H} \times \vec{n}] \cdot \vec{N} dS = \int_{\Omega} \vec{J}_S \cdot \vec{N} dV \\ & \int_{\Omega} (\vec{\nabla} \cdot \vec{\alpha}) \cdot \sigma \cdot (j\omega k \vec{A}' + \vec{\nabla} \cdot \vec{\varphi}') dV + \int_{\Gamma} (\vec{J} \cdot \vec{n}) \cdot \alpha dS = 0. \end{aligned} \right. \quad (15)$$

Система уравнений (15) показывает необходимость определить условие на границе расчетной области Γ . Стоит отметить, что обнуление нормальной компоненты плотности тока на границе проводящей и непроводящей областей является естественным условием. Обнуление касательной компоненты напряженности магнитного поля, что соответствует условию ферромагнитного материала с бесконечной магнитной проницаемостью и нулевой проводимостью, не является естественным условием. Это искажает результаты распределения магнитного поля внутри области Ω . С одной стороны, наиболее распространенной рекомендацией для проведения расчетов является рекомендация отодвинуть границу Γ с нулевой касательной компонентой напряженности магнитного поля от объектов основной задачи. Это позволяет исключить влияния граничного условия на результаты расчета. С другой стороны, расчетная модель силовых трансформаторов в большинстве случаев окружена баком, толщина которого превышает величину скин-слоя, т.е. электромагнитная волна затухает внутри бака. Таким образом, представление бака, как ферромагнитного проводящего полупространства, направленного от границы Γ в обратном, относительно расчетной области Ω , направлении, является обоснованным.

Для решения задачи представления бака, как проводящего ферромагнитного полупространства, представим границу Γ расчетной области Ω границей, отделяющей расчетную область Ω от ферромагнитного проводящего полупространства (бака) с магнитной проницаемостью бака μ_f и проводимостью бака σ_f . Электромагнитное поле внутри ферромагнитного проводящего полупространства выразим через магнитную и электрическую напряженности: \vec{H}_f и \vec{E}_f . Примем два допущения: напряженность электрического поля \vec{E}_f и магнитного поля \vec{H}_f внутри полупространства направлена по касательной к границе Γ .

Первое допущение вытекает из условия нулевой компоненты плотности тока на границе Γ , нормальной к границе со стороны ферромагнитного полупространства. Так как проводимость бака – величина постоянная по толщине бака, то при движении вглубь бака перпендикулярно границе Γ плотность тока, а следовательно, и напряженность электрического поля \vec{E}_f остается касательной границе Γ .

Второе допущение вытекает из условия равенства нормальных компонент магнитной индукции на границе раздела двух сред с разными магнитными проницаемостями. Т.к. магнитная проницаемость бака μ_f в сотни раз больше чем магнитная проницаемость воздуха (трансформаторного масла), то нормальная компонента магнитной напряженности \vec{H}_f внутри бака в сотни раз меньше чем нормальная компонента магнитной напряженности воздуха (трансформаторного масла). Следовательно, влиянием данной компоненты на магнитное поле внутри области Ω можно пренебречь.

Для простоты изложения предположим, что граница Γ расположена в плоскости XY, проходящей через координату $z=k$. Тогда вектор нормали к Γ : $\vec{n} = 0 \cdot \vec{i} + 0 \cdot \vec{j} + 1 \cdot \vec{k} = 1 \cdot \vec{k}$. Представим уравнения (1) и (2) в величинах электромагнитного поля ферромагнитного проводящего полупространства:

$$\vec{\nabla} \times \vec{H}_f = -\frac{\partial H_f^y}{\partial z} \cdot \vec{i} + \frac{\partial H_f^x}{\partial z} \cdot \vec{j} + \left(\frac{\partial H_f^y}{\partial x} - \frac{\partial H_f^x}{\partial y} \right) \cdot \vec{k} = \sigma_f \cdot E_f^x \cdot \vec{i} + \sigma_f \cdot E_f^y \cdot \vec{j} + 0 \cdot \vec{k} \quad (16)$$

$$\vec{\nabla} \times \vec{E}_f = -\frac{\partial E_f^y}{\partial z} \cdot \vec{i} + \frac{\partial E_f^x}{\partial z} \cdot \vec{j} + \left(\frac{\partial E_f^y}{\partial x} - \frac{\partial E_f^x}{\partial y} \right) \cdot \vec{k} = -j\omega \mu_f \cdot H_f^x \cdot \vec{i} - j\omega \mu_f \cdot H_f^y \cdot \vec{j} + 0 \cdot \vec{k} \quad (17)$$

Чтобы объединить уравнения (16) и (17) найдем ротор от правой и левой частей уравнения (17) и в результирующее уравнение добавим уравнение (16):

$$\vec{\nabla} \times \left[\vec{\nabla} \times \vec{E}_f \right] = -\frac{\partial^2 E_f^x}{\partial z^2} \cdot \vec{i} - \frac{\partial^2 E_f^y}{\partial z^2} \cdot \vec{j} + \left(\frac{\partial^2 E_f^x}{\partial z \cdot \partial x} + \frac{\partial^2 E_f^y}{\partial z \cdot \partial y} \right) \cdot \vec{k} = -j\omega \mu_f \sigma_f \cdot E_f^x \cdot \vec{i} - j\omega \mu_f \sigma_f \cdot E_f^y \cdot \vec{j} + 0 \cdot \vec{k} \quad (18)$$

Стоит отметить, что уравнения, соответствующие \vec{i} и \vec{j} компонентам – независимые и могут быть решены как обыкновенные линейные дифференциальные уравнения второго порядка. Уравнение, соответствующее компоненте \vec{k} , – не что иное, как равенство нулю частной производной по координате z от дивергенции электрической напряженности, что, при условии изотропных свойств электрической проводимости σ_f , соответствует уравнению Максвелла (4). Следовательно, общее решение уравнения (18) можно представить в виде [14]:

$$\begin{aligned} E_f^x &= C_1^x \cdot e^{p(z-k)} + C_2^x \cdot e^{-p(z-k)} \\ E_f^y &= C_1^y \cdot e^{p(z-k)} + C_2^y \cdot e^{-p(z-k)} \\ p &= \sqrt{j\omega \mu_f \sigma_f} \end{aligned} \quad (19)$$

Исходя из того, что ферромагнитное проводящее полупространство начинается границей Γ и простирается теоретически в бесконечность и при этом электромагнитное поле затухает до нуля, значения коэффициентов C_1^x и C_1^y принимаем равными нулю. Следовательно, производные от компонент напряженности в уравнении (19) по координате z :

$$\begin{aligned} \frac{\partial E_f^x}{\partial z} &= -p \cdot C_2^x \cdot e^{-p(z-k)} = -p \cdot E_f^x \\ \frac{\partial E_f^y}{\partial z} &= -p \cdot C_2^y \cdot e^{-p(z-k)} = -p \cdot E_f^y \end{aligned} \quad (20)$$

$$p = \sqrt{j\omega\mu_f\sigma_f}$$

Подставляя (17) в (20) получаем:

$$\begin{aligned} H_f^x &= \frac{-p}{j\omega\mu_f} \cdot E_f^y = (1-j) \sqrt{\frac{\sigma_f}{2\omega\mu_f}} \cdot E_f^y \\ H_f^y &= \frac{p}{j\omega\mu_f} \cdot E_f^x = (j-1) \sqrt{\frac{\sigma_f}{2\omega\mu_f}} \cdot E_f^x \end{aligned} \quad (21)$$

Так как касательные составляющие напряженности магнитного и электрического полей на границе раздела двух сред непрерывны, вставим (21) в поверхностный интеграл первого уравнения системы (15):

$$\begin{aligned} -\int_{\Gamma} [\vec{H} \times \vec{n}] \cdot \vec{N} dS &= -\int_{\Gamma} [H_y \cdot \vec{i} - H_x \cdot \vec{j} + 0 \cdot \vec{k}] \cdot \vec{N} dS = \\ &= -\int_{\Gamma} [H_f^y \cdot \vec{i} - H_f^x \cdot \vec{j}] \cdot \vec{N} dS = \\ &= (j-1) \sqrt{\frac{\sigma_f}{2\omega\mu_f}} \int_{\Gamma} [E_f^x \cdot \vec{i} + E_f^y \cdot \vec{j}] \cdot \vec{N} dS = \\ &= (j-1) \sqrt{\frac{\sigma_f}{2\omega\mu_f}} \int_{\Gamma} [(\vec{n} \times \vec{E}) \times \vec{n}] \cdot \vec{N} dS \end{aligned} \quad (22)$$

где: $[(\vec{n} \times \vec{E}) \times \vec{n}] = E_x \cdot \vec{i} + E_y \cdot \vec{j} + 0 \cdot \vec{k}$ для $\vec{n} = 0 \cdot \vec{i} + 0 \cdot \vec{j} + 1 \cdot \vec{k} = 1 \cdot \vec{k}$.

Таким образом, выразив напряженность электрического поля через потенциалы (8) и вставив (22) в систему уравнений (15), получим систему уравнений метода конечных элементов с поверхностной плотностью вихревого тока:

$$\begin{cases} \int_{\Omega} \left[(\vec{\nabla} \times \vec{N}) \cdot \left(\frac{1}{\mu} \vec{\nabla} \times \vec{A}' \right) + \sigma (j\omega \vec{A}' + \vec{\nabla} \cdot \varphi') \cdot \vec{N} \right] dV + \\ + (1-j) \sqrt{\frac{\sigma_f}{2\omega\mu_f}} \int_{\Gamma} \left[\vec{n} \times (j\omega \vec{A}' + \vec{\nabla} \cdot \varphi') \right] \times \vec{n} \cdot \vec{N} dS = \\ = \int_{\Omega} \vec{J}_S \cdot \vec{N} dV \\ \int_{\Omega} (\vec{\nabla} \cdot \alpha) \cdot \sigma \cdot (j\omega \vec{A}' + \vec{\nabla} \cdot \varphi') dV = 0 \end{cases} \quad (23)$$

Решение системы уравнений (23) позволяет, с учетом двух выше оговоренных допущений, выразить влияние электромагнитного поля в ферромагнитном проводящем полупространстве на распределение электромагнитного поля внутри области решения Ω конечно-элементной задачи через поверхностный ток \vec{J}_S , А/м:

$$\begin{aligned} \vec{J}_S &= \sigma_f \int_k^{\infty} (E_f^x \cdot \vec{i} + E_f^y \cdot \vec{j}) dz = \\ &= \sigma_f \int_k^{\infty} (C_2^x \cdot \vec{i} + C_2^y \cdot \vec{j}) \cdot e^{-p(z-k)} dz = \\ &= \frac{\sigma_f}{p} (C_2^x \cdot \vec{i} + C_2^y \cdot \vec{j}) = \\ &= (1-j) \sqrt{\frac{\sigma_f}{2\omega\mu_f}} (Em_f^x \cdot \vec{i} + Em_f^y \cdot \vec{j}) = \\ &= (1-j) \sqrt{\frac{\sigma_f}{2\omega\mu_f}} [(\vec{n} \times \vec{E}) \times \vec{n}] = \\ &= (1-j) \sqrt{\frac{\sigma_f}{2\omega\mu_f}} \left[\left(\vec{n} \times (j\omega \vec{A}' + \vec{\nabla} \cdot \varphi') \right) \times \vec{n} \right] \end{aligned} \quad (24)$$

где: коэффициенты C_2^x и C_2^y соответствуют компонентам вектора напряженности E_f на координате $z=k$, т.е. на поверхности Γ .

Таким образом, из выражения (24) видно, что поверхностный ток \vec{J}_S есть не что иное, как интеграл от плотности тока в ферромагнитном проводящем полупространстве по координате z т.е. по «глубине» ферромагнитного проводящего полупространства. Влияние, оказываемое поверхностным током \vec{J}_S на область решения задачи Ω , соответствует влиянию всего вихревого тока в ферромагнитном проводящем полупространстве.

Используя аналогичный подход найдем поверхностную плотность потерь P_s , Вт/м²:

$$\begin{aligned}
 P_s &= \frac{1}{2} \operatorname{Re} \left| \sigma_f \int_k^\infty (E_f^x \cdot E_f^{x*} + E_f^y \cdot E_f^{y*}) dz \right| = \\
 &= \frac{1}{2} \operatorname{Re} \left| \sigma_f \int_k^\infty (C_2^x \cdot C_2^{x*} + C_2^y \cdot C_2^{y*}) \cdot e^{-2p(z-k)} dz \right| = \\
 &= \operatorname{Re} \left| \frac{\sigma_f}{4p} (C_2^x \cdot C_2^{x*} + C_2^y \cdot C_2^{y*}) \right| = \\
 &= \operatorname{Re} \left| \frac{(1-j)}{4} \sqrt{\frac{\sigma_f}{2\omega\mu_f}} (Em_f^x \cdot Em_f^{x*} + Em_f^y \cdot Em_f^{y*}) \right| = \\
 &= \operatorname{Re} \left| \frac{(1-j)}{4} \sqrt{\frac{\sigma_f}{2\omega\mu_f}} [(\vec{n} \times \vec{E}) \times \vec{n}] \right| = \\
 &= \operatorname{Re} \left| \frac{(1-j)}{4} \sqrt{\frac{\sigma_f}{2\omega\mu_f}} \left[(\vec{n} \times (j\omega\vec{A} + \vec{\nabla} \cdot \Phi)) \times \vec{n} \right]^2 \right|.
 \end{aligned} \tag{25}$$

Для получения потерь от полей рассеяния в элементе конструкции, функцию P_s необходимо проинтегрировать по поверхности элемента конструкции:

$$P = \int_{\Gamma} P_s dS \tag{26}$$

Стоит отметить, что данный метод можно распространить не только на расчет трансформаторного бака, но и на расчет элементов конструкции трансформатора, выполненных из конструкционной стали и с линейными размерами, превышающими глубину проникновения. Использование граничных условий импедансного типа

дает наименьшую погрешность, если глубина проникновения в металл много меньше радиуса закругления металлических конструкций [7]. Учитывая, что объем металла частей конструкции трансформатора с малыми радиусами закругления составляет доли процента, то погрешность расчета потерь будет незначительна. В качестве примера представим поверхность ярмовой балки трансформатора сложной формы (рис. 1) в виде проводящего ферромагнитного полупространства. Данное допущение основываем на том факте, что линейные размеры ярмовой балки в десятки раз превышают величину скин-слоя конструкционной стали и, как и в случае трансформаторного бака, электромагнитная волна затухает в нормальном, к поверхности балки, направлении при движении вглубь. Исходя из равенства нулю нормальной, к поверхности, составляющей вихревого тока и разницы нормальных составляющих магнитной напряженности на границе трансформаторного масла и конструкционной стали в сотни раз, примем те же допущения равенства нулю нормальных составляющих напряженностей магнитного и электрического полей в ферромагнитном полупространстве, которые были приняты для расчета бака. Исключим область внутри балки из области решения задачи Ω .

В случае исключения внутренней области балки из области решения задачи Ω , исходя из формул Грина (14), поверхность ярмовой балки также становится частью границы Γ , окружающей область решения задачи Ω . Следовательно, поверхностный интеграл в первом уравнении системы уравнений (15) включает и поверхность ярмовой балки. Применяв выше оговоренные допущения к уравнениям (1–2, 8, 15) получим уравнения (16–24) для поверхности ярмовой балки.

На рис. 2 приведено распределение вихревых токов в ферромагнитном проводящем полупространстве, посчитанное на поверхности ярмовой балки.

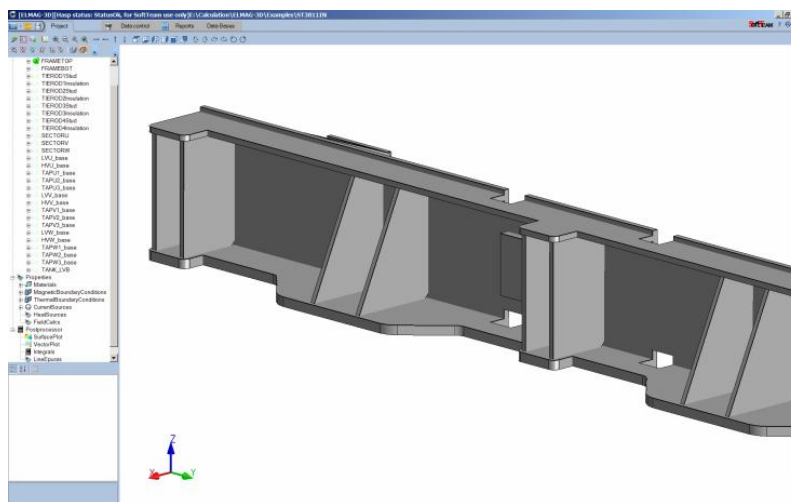


Рисунок 1 – Модель ярмовой балки трехфазного трансформатора в программе ELMAG-3D, выполненной из конструкционной стали

Основою на вищеприписаній модифікації методу розрахунку, був розроблений програмний комплекс ELMAG-3D для розрахунку втрат і перегрівів від полів розсіяння силових трансформаторів і реакторів [18]. Для оцінки швидкодії і точності запропонованого методу були розраховані вихреві токи і втрати в елементах конструкції однофазного автотрансформатора

167МВА 345кВ 161кВ з алюмінієвим екраном, установленим на бак.

Модель трансформатора обмежена поверхністю G , що збігається з внутрішньою поверхню бака, а також з заданою провідністю і магнітної проникністю бака. Також для даного автотрансформатора те ж величини були розраховані в програмному комп-

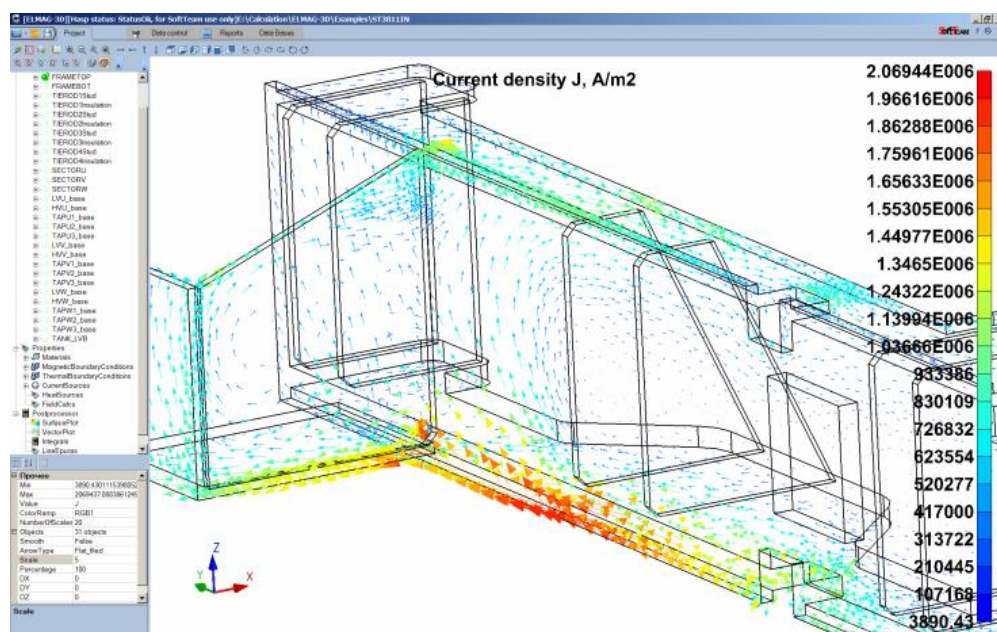


Рисунок 2 – Розподіл поверхнового вихревого струму на поверхню моделі ярмової балки трифазного трансформатора в програмі ELMAG-3D

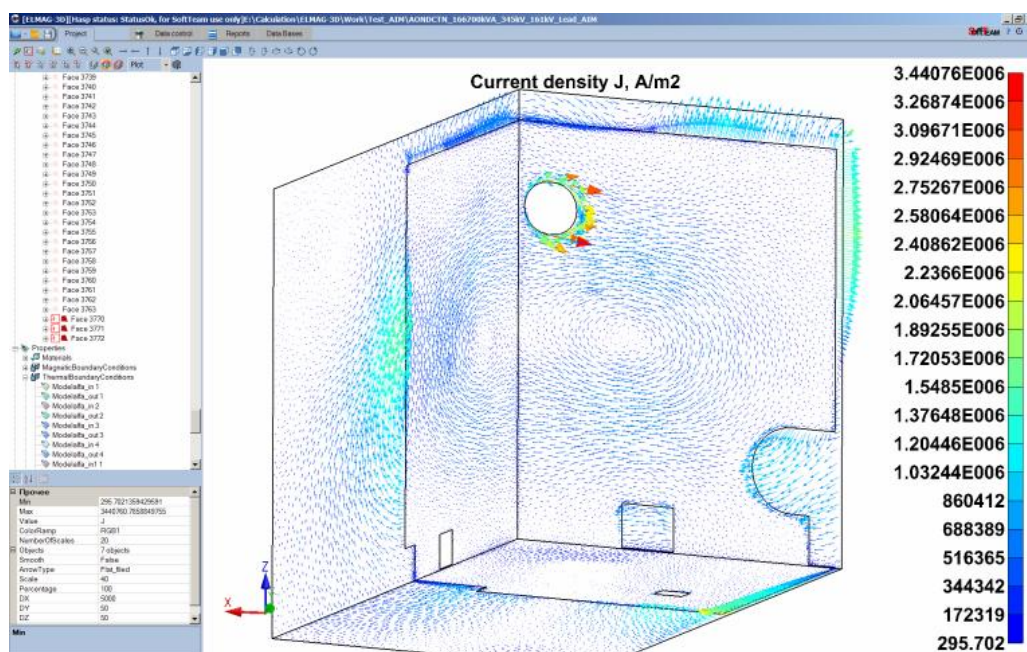


Рисунок 3 – Розподіл поверхнового вихревого струму на поверхню бака моделі однофазного автотрансформатора 167МВА 345кВ 161кВ в програмі ELMAG-3D

лексе ANSYS [6], расчетная модель которого также включает бак и экран, заданные как solid объемы и разбитые на мелкие элементы конечно-элементной сетки для получения результата расчета заданной точности (проблема скин-эффекта). Во избежание влияния граничного условия на расчетную область поверхность, ограничивающая модель, отодвинута на достаточное расстояние (несколько метров).

Результаты рассчитанного в программе ELMAG-3D поверхностного вихревого тока в модели на поверхности бака приведены на рис. 3. Результаты рассчитанного в программе ANSYS вихревого тока в модели с баком, представленным как solid объем, приведены на рис. 4.

ВЫВОДЫ

Предложенная математическая модель, основанная на методе конечных элементов, позволяет более эффективно рассчитывать вихревые токи и потери, вызванные полями рассеяния, в баке силовых трансформаторов и реакторов и элементах их конструкций. Новизной предложенной математической модели является применение известных граничных условий импедансного типа к задаче расчета потерь и перегревов, что дает исключение использования подробной конечно-элементной сетки, обусловленной проблемой скин-эффекта. Более того, данное предложение позволяет при моделировании представлять трансформаторный или реакторный бак, как поверхность ферромагнитного проводящего полу-

пространства. Данный подход дает существенное уменьшение результирующей системы уравнений (в десятки раз), что приводит к значительному сокращению времени расчета и компьютерных ресурсов без потери в точности. Приведенные результаты расчета показывают практическое совпадение результатов расчета вихревых токов, полученных с использованием вышеописанного метода и проверенного классического метода конечных элементов в программе ANSYS на примере расчета бака трансформатора 167МВА 345кВ 161кВ.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Иванков В. Ф. Электротепловые расчетные модели элементов конструкции трансформаторного оборудования / Иванков В. Ф., Басова А. В., Шульга Н. В. // Электротехника та електроенергетика. – 2014. – № 2. – С. 41–53.
2. Kurt P. Thermal-Electromagnetic Coupling in the Finite-Element Simulation of Power Transformers. / Preis Kurt // IEEE Trans. on Magn.– 2006. – vol. 42, No. 4.– P. 999–1002.
3. Guйrin C. 3D Eddy Current Losses Calculation in Transformer Tanks Using the Finite Element Method / Christophe Guйrin, Gerard Tanneau, Gerard Meunier // IEEE Trans. on Magn.- 1993.– vol. 29, No. 2.– P. 1419–1422.
4. Ostrenko M. V. Power transformers and reactors stray losses and temperatures calculation using coupled IEM

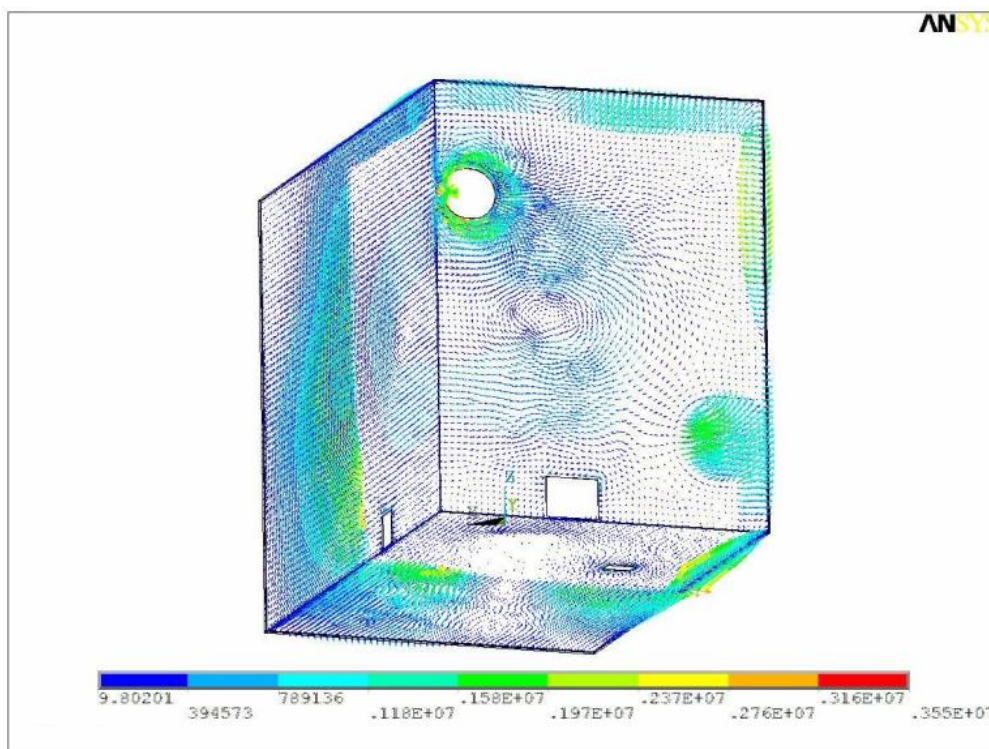


Рисунок 4 – Распределение вихревого тока внутри объема бака модели однофазного автотрансформатора 167МВА 345кВ 161кВ в программе ANSYS

- and FEM technique / Maxym V. Ostrenko, Olexandr L. Tarchutkin, Bogdan Y. Andriienko // Computational Technologies in Electrical and Electronics Engineering (SIBIRCON).– 2010. – IEEE Region 8 International Conference, p. 717–721.
5. Яримбаш Д. С. Особливості визначення параметрів короткого замикання силових трансформаторів за совами польового моделювання. / Д. С. Яримбаш, С. Т. Яримбаш, Т. Є. Дівчук, І. М. Килимник // Електротехніка та електроенергетика. – 2016. – № 1. – С. 12–17.
 6. ANSYS software. – [Електронний ресурс]. – режим доступа: <http://www.ansys.com>
 7. Григорьев А. Д. Методы вычислительной электродинамики / А. Д. Григорьев. – М.: Физматлит, 2012. – 432 с.
 8. Ostrenko M. V. Power Transformers and Reactors Structure Losses and Temperatures Calculation Using Surface Impedance Boundary Conditions / Maxym Ostrenko, Bogdan Andriienko, Sergei Tikhovod and Denys Prychynenko // 1-st IEEE Conference Advances in Magnetism AIM.- 2016.- P.14-16.
 9. Susnjic L. 3D finite-element determination of stray losses in power transformer / L. Susnjic, Z. Haznadar and Z. Valkovic // Electric Power System Research 78.– 2008.– P.1814–1818.
 10. Wagner B. Error Evaluation of Surface Impedance Boundary Conditions With Magnetic Vector Potential Formulation on a Cylindrical Test Problem / Bernhard Wagner, Werner Renhart and Christian Magele // IEEE Trans. on Magn.– 2008.– vol. 44, No. 6.– P. 734–737.
 11. Aymard N. An Improved Modified Surface Impedance for Transverse Electric Problems / N. Aymard, M. Feliachi // IEEE Trans. on Magn.– 1997. vol. 33, No. 2.– P. 1267–1270.
 12. Ida N. High Order Surface Impedance Boundary Conditions with the A- Formulation / Nathan Ida, Yvonnice Lemenach and Thomas Henneron // FACTA UNIVERSITATIS, Ser.: Elec. Energ. – 2011.– vol. 24 no. 2. – P. 147–155.
 13. Бердник С. Л. Использование концепции поверхностного импеданса в задачах электродинамики (75 лет спустя) / С. Л. Бердник // Радиофизика и астрономия. – 2014.– Т.19, №1.– С. 57–80.
 14. Бессонов Л. А Теоретические основы электротехники: Электромагнитное поле, Учебник для студентов вузов. – 7-е изд., перераб. и доп. / Л. А. Бессонов. – М.: Высш. школа.– 1978. – 231 с.
 15. Kuczmann M. Nodal and Edge Finite Element Analysis of Eddy Current Field Problems / Miklos Kuczmann // PRZEGLAD ELEKTROTECHNICZNY.- 2008. – P. 194–197.
 16. Zienkiewicz O. C. The finite element method. Fifth edition. / Zienkiewicz O. C, Taylor R. L. // Volume 1: The Basis. «Butterworth-Heinemann». – Oxford. – 2000.
 17. Левин В. И. Методы математической физики. Учебное пособие для физико-математических факультетов педагогических институтов / В. И. Левин. – М.: Высш. школа. – 1956. – 243 с.
 18. Андрієнко Б. Ю. Комп'ютерна програма «Програма розрахунку тривимірного магнітного поля, вихрових струмів, втрат та температур у силових трансформаторах та реакторах ELMAG-3D» СВІДОЦТВО про реєстрацію авторського права на твір № 41639 / Б. Ю Андрієнко, О. Л. Тарчуткін, М. В. Остренко. – Державна служба інтелектуальної власності України, – 2012.

Остренко М. В¹, Тиховод С. М.²

¹Аспірант Soft Team Group, Запорізький Національний Технічний Університет, Україна

²Д-р техн. наук, доцент, Запорізький Національний Технічний Університет, Україна

РОЗРАХУНОК ВТРАТ В ЕЛЕМЕНТАХ КОНСТРУКЦІЇ СИЛОВИХ ТРАНСФОРМАТОРІВ І РЕАКТОРІВ МЕТОДОМ КІНЦЕВИХ ЕЛЕМЕНТІВ З ГРАНИЧНИМИ УМОВАМИ ІМПЕДАНСНОГО ТИПУ

Мета роботи. Дана стаття пропонує обґрунтовану математичну модель, засновану на застосуванні методу скінченних елементів, яке дозволяє більш ефективно моделювати вихрові струми і втрати, викликані полями розсіювання, у баку силових трансформаторів і реакторів та елементах їх конструкції.

Методи досліджень. Ґрунтуючись на припущеннях рівності нулю нормальних складових напруженостей магнітного і електричного полів у феромагнітному півпросторі дана математична модель вводить поверхневу щільність вихрового струму в рівняння МКЕ.

Основні результати. Зроблено висновок, що запропонована математична модель дозволяє більш ефективно розраховувати вихрові струми і втрати у баку силових трансформаторів і реакторів та елементах їх конструкції. При цьому досягається істотне зменшення результуючої системи рівнянь (в десятки разів), що приводить до значного скорочення часу розрахунку і комп'ютерних ресурсів без втрати точності.

Наукова новизна. Новизною запропонованої математичної моделі є форма, зручна для програмної реалізації відомих граничних умов імпедансного типу, що описують розподіл електромагнітного поля в баку і елементах конструкції, причому ці елементи подаються як феромагнітний електропровідний півпростір.

Практична значимість. Приклади розрахунку однофазного автотрансформатора 167МВА 345кВ 161кВ в програмному комплексі ELMAG-3D, створеному на основі описаного методу і в програмному комплексі ANSYS, з використанням класичного підходу solid моделювання трансформатора показують застосовність і необхідну точність описаного методу в контексті завдань розрахунку втрат в баку і елементах конструкції силових трансформаторів і реакторів.

Ключові слова: метод кінцевих елементів, поверхнева щільність вихрового струму.

Ostrenko M. V.¹, Tykhovod S. M.²

¹Postgraduate student, SoftTeam Group, Zaporozhye National Technical University, Ukraine

²Doctor of science, Assoc. Prof. Zaporozhye National Technical University, Ukraine

CALCULATION OF LOSSES IN ELEMENTS OF CONSTRUCTION OF POWER TRANSFORMERS AND REACTORS BY FINITE ELEMENT METHOD WITH SURFACE IMPEDANCE BOUNDARY CONDITIONS

The purpose of the work. This paper offers the well founded mathematical model based on the applying of the finite element method, which allows more effective modeling of the eddy currents and losses in the tank of power transformers, reactors and elements of their constructions, caused by the dispersion fields.

Research methods. Based on assumptions of equality to the zero of normal components of the magnetic and electric fields' intensities in ferromagnetic half-space, this mathematical model enters the surface eddy current density in FEM equations.

The obtained results. Conclusion that the offered mathematical model allows to calculate eddy currents and losses in the power transformers tank, reactors and elements of their constructions more effectively is done. Reduction in tens of times of the resulting system of equations is also arrived, that results to considerable decreasing of calculation time and computer resources without accuracy losses.

Scientific novelty. The novelty of the offered mathematical model is the form that is comfortable for programmatic realization of the known surface impedance boundary condition describing the electromagnetic field distribution in a tank and construction elements and in addition these elements are represented as ferromagnetic conducting half-space.

Practical importance. Examples of single-phase autotransformer 167MVA 345kV 161kV calculation in a program complex ELMAG - 3d software, created on the basis of the described method and in the program complex ANSYS software with the use of classic approach of solid modeling of transformer; demonstrate applicability and required accuracy of the described method in the context of problems of losses calculation in the tank and construction elements of power transformers.

Keywords: finite element method, surface current density.

REFERENCES

- Ivankov V. F., Basova A. V., Shulga N. V., Elektroteplovye raschetnye modeli elementov konstruksii transformatornogo oborudovaniya, *Elektrotekhnika ta elektroenergetika*, 2014, No. 2, pp. 41–53.
- Kurt P., Thermal-Electromagnetic Coupling in the Finite-Element Simulation of Power Trans-formers, *IEEE Trans. on Magn.*, 2006, Vol. 42, No. 4, pp. 999–1002.
- Guïrin C., Tanneau G., Meunier G., 3D Eddy Current Losses Calculation in Transformer Tanks Using the Finite Ele-ment Method, *IEEE Trans. on Magn.*, 1993, Vol. 29, No. 2, pp. 1419–1422.
- Ostrenko M. V., Tarchutkin O. L., Andriienko B. Y., Power transformers and reactors stray losses and temperatures calculation using coupled IEM and FEM technique, *Computational Technologies in Electrical and Electronics Engineering (SIBIRCON)*, 2010, IEEE Region 8 International Conference, pp. 717–721.
- Yarimbash D. S., Yarimbash S. T., Divchuk T. E., Kilimnik I. M., Osoblivost viznachennya parametrv korotkogo zamikannya silovikh transfor-matorv zasovami polovogo modelyuvannya, *Elektrotekhnika ta elektroenergetika*, 2016, No 1, pp. 12–17.
- ANSYS software [elektronnyj resurs]. rezhim dostupa: <http://www.ansys.com>
- Grigorev A. D. Metody vychislitelnoj elektrodinamiki. Moscow, Fizmatlit, 2012, 432 p.
- Ostrenko M. V., Andriienko B., Tikhovod S., Prychynenko D., Power Transformers and Reactors Structure Losses and Temperatures Calculation Using Surface Impedance Boundary Conditions, *1-st IEEE Conference Advances in Magnetism AIM*, 2016, pp.14–16.
- Susnjic L., Haznadar Z., Valkovic Z., 3D finite-element determination of stray losses in power transformer, *Electric Power System Research* 78, 2008, pp. 1814–1818.
- Wagner B., Renhart W., Magele Ch., Error Evaluation of Surface Impedance Boundary Conditions With Magnetic Vector Potential Formulation on a Cylindrical Test Problem, *IEEE Trans. on Magn.*, 2008, Vol. 44, No. 6, pp. 734–737.
- Aymard N., Feliachi M., An Improved Modified Surface Impedance for Transverse Electric Problems, *IEEE Trans. on Magn.*, 1997, Vol. 33, No. 2, pp. 1267–1270.
- Ida N., Lemenach Y., Henneron T., High Order Surface Impedance Boundary Conditions with the A- ϕ Formulation, *FACTA UNIVERSITATIS*, 2011, Vol. 24, No. 2, pp. 147–155.
- Berdnik S. L., Ispolzovanie kontseptsii poverkhnostnogo impedansa v zadachakh elektrodinamiki (75 let spustya), *Radiofizika i astronomiya*, 2014, Vol.19, No. 1, pp. 57–80.
- Bessonov L. A., Teoreticheskie osnovy elektrotehniki: elektromagnitnoe pole, uchebnik dlya studentov vuzov. 7-e izd., pererab. i dop., Moscow, Vyssh. shkola, 1978, 231 s.
- Kuczmann M., Nodal and Edge Finite Element Analysis of Eddy Current Field Problems, *Przeglad elektrotechniczny*, 2008, pp. 194–197.
- Zienkiewicz O. C., T aylor R. L. The finite element method. Fifth edition, Vol. 1, The Basis. Butterworth-Heinemann, Oxford, 2000.
- Levin V. I. Metody matematicheskoy fiziki. Uchebnoe posobie dlya fiziko-matematicheskikh fakultetov pedagogicheskikh institutov. Moscow, Vvyssh. shkola, 1956, 243 s.
- Andrnko B. U., Tarchutkn O. L., Ostrenko M. V. Komp'yuterna programa «Programa rozrakhunku trivimrnogo magnitnogo polya, vikhrovikh strumyv, vtrat ta temperatur u silovikh transformatorakh ta reaktorakh elmag-3d» Svdotstvo pro restratsyu avtorskogo prava na tvr 41639, Derzhavna sluzhba ntektualno vlasnost ukrani, 2012.

ОСОБЕННОСТИ ТРЕХМЕРНОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫХ ПОЛЕЙ АСИНХРОННОГО ДВИГАТЕЛЯ

Цель. Разработка нового эффективного подхода для реализации трехмерной математической модели нестационарных электрических и магнитных полей в асинхронных двигателях с учетом их конструктивных особенностей, нелинейности электрофизических и магнитных свойств активных и конструкционных материалов, обеспечивающего достоверность и высокую точность моделирования.

Методика. Численное моделирование сопряженных пространственных нестационарных электрических и магнитных полей асинхронного двигателя в режиме короткого замыкания методами теории электромагнитных полей, конечных элементов, теории электрических машин и электрических цепей.

Результаты. Представлены теоретические исследования и данные моделирования на основе численной реализации методом конечных элементов трехмерной математической модели асинхронного двигателя, отображающей особенности электрических и магнитных процессов преобразования энергии переменного тока в режиме короткого замыкания. Исследованиями установлено, что в зоне лобовых частей асинхронного двигателя малой мощности выделяется до 12,5% энергии его магнитного поля, которая, в основном, локализуется в активной части статора, ротора и воздушном зазоре. В центральной зоне активной части асинхронного двигателя, протяженностью до 60% ее длины, магнитное поле имеет плоскопараллельный характер, но трансформируется в зонах лобовых частей обмоток статора и возле его торцов. Установлены особенности распределения магнитного поля и его энергии, которые оказывают существенное влияние на параметры короткого замыкания асинхронного двигателя малой мощности и режимы его работы.

Научная новизна. Определены закономерности распределения индукции и энергии магнитного поля в режиме короткого замыкания и установлены их количественные соотношения для активной зоны и области лобовых частей обмоток статора асинхронных двигателей малой мощности.

Практическая значимость. На базе метода конечных элементов реализован новый подход для трехмерного моделирования электромагнитных процессов в асинхронном двигателе, который заключается в дифференциации размеров конечных элементов и использовании аппроксимирующих функций в виде полиномов Лагранжа. Это обеспечивает высокую сходимость численной реализации для переходных процессов режима короткого замыкания, сокращение времени расчетов, требований к вычислительным ресурсам и высокую точность моделирования. Сравнение значений энергии магнитного поля асинхронного двигателя в режиме короткого замыкания показывает, что для аппроксимирующих полиномов Лагранжа первой степени относительная невязка не превышает 3,8% по сравнению с аппроксимирующими полиномами третьей степени, при сокращении времени расчетов в 389 раз и требований к вычислительным ресурсам – до 10 раз.

Ключевые слова: трехмерное моделирование, асинхронный двигатель, короткое замыкание, электромагнитные поля, метод конечных элементов, аппроксимирующие функции, энергия магнитного поля.

ВВЕДЕНИЕ

Несмотря на широкое развитие теории электрических машин, многие вопросы, связанные с особенностями их работы в переходных режимах, процессами электромагнитного и электротеплового преобразования энергии и их взаимного влияния на параметры работы полностью не изучены. Это обуславливает необходимость поиска резервов для повышения энергоэффективности и надежности электрических машин, реализация которых должна обеспечиваться, в первую очередь, за счет применения высокоточных расчетных моделей и методик на этапе проектирования. Также должно обеспечиваться существенное сокращение затрат на разработку новых образцов, соответствующих современным высоким требованиям по энергоэффективности и надежности работы.

АНАЛИЗ ИССЛЕДОВАНИЙ И ПУБЛИКАЦИЙ

Как показывает практика, инженерные методы расчета электрических машин при различных режимах их работы основаны на целом ряде допущений, что может приводить к существенным погрешностям и не удовлетворяют современным требованиям к конструкторской подготовке производства [1–3]. Это характерно как для электрических машин большой мощности со специальным конструктивным исполнением, так и для электрических машин средней и малой мощности со сложными условиями эксплуатации.

Развитие компьютерной техники и специализированных программных комплексов расширило возможности практического использования полевого моделирования и конечно-элементных методов расчета электрических

ких машин с учетом особенностей их конструкции и динамики протекающих электромагнитных процессов, обеспечивая высокую точность проектирования [4]. Моделированию электромагнитных процессов в практической электротехнике и электромеханике посвящен целый ряд работ [5–8]. Однако значительные различия геометрических размеров отдельных узлов и деталей электродвигателей, в том числе, для наиболее массовых асинхронных двигателей (АД), существенно затрудняют численную реализацию пространственных полевых моделей и обуславливают значительные затраты вычислительных и временных ресурсов. Поэтому при моделировании электромагнитных процессов в АД ограничиваются их плоскопараллельными приближениями [5, 7] без учета влияния полей рассеяния в области лобовых частей обмоток статора, краевых эффектов в роторе и статоре (искажений магнитного поля в области торцевых зон) и ряда других эффектов [9]. В ряде работ [6, 8] принимались допущения о линейности магнитных свойств ферромагнитных материалов. Использование таких допущений для моделирования АД не позволяет уточнить их характеристики, не обеспечивает адекватных оценок их параметров при динамически протекающих процессах и приводит к достаточно высоким погрешностям расчетов. Это обуславливает актуальность разработки новых подходов, расширяющих области приложения существующих методов моделирования пространственных электрических и магнитных полей с уче-

том конструктивных особенностей электрической машины, нелинейности электрофизических и магнитных свойств активных и конструкционных материалов, режимов работы и обеспечивающих вычислительную эффективность и точность.

Целью работы является разработка нового эффективного подхода для реализации трехмерной математической модели нестационарных электрических и магнитных полей в асинхронных двигателях с учетом их конструктивных особенностей, нелинейности электрофизических и магнитных свойств активных и конструкционных материалов, обеспечивающего достоверность и высокую точность моделирования.

ИЗЛОЖЕНИЕ ОСНОВНОГО МАТЕРИАЛА И АНАЛИЗ ПОЛУЧЕННЫХ РЕЗУЛЬТАТОВ

Исследования проводились для динамического режима короткого замыкания асинхронного двигателя типа 4А50А2 мощностью 0,09 кВт, геометрическая модель и расчетная область которого представлены на рис. 1. Рассматриваемая трехмерная модель АД включает геометрические 3D области сердечника статора 1 ($j = 1$), его обмоток 2 ($j = 2$) с изоляцией 3 ($j = 3$), геометрические 3D области сердечника ротора 4 ($j = 4$), стержней 5 ($j = 5$) и короткозамкнутых колец 6 ($j = 6$) его обмотки, геометрические модели вала 7 ($j = 7$) и корпуса 8 ($j = 8$) (геометрические области корпуса и вала на рис. 1, а не отображены).

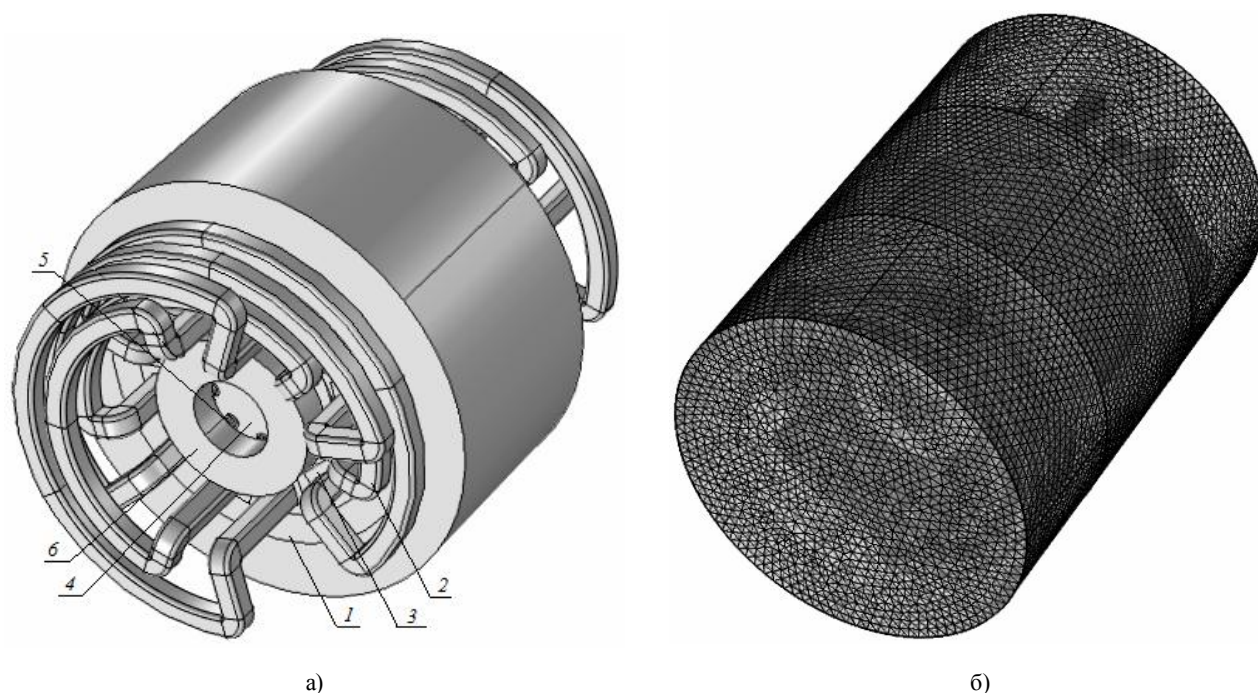


Рисунок 1 – Геометрическая модель (а) и расчетная область (б) асинхронного двигателя типа 4А50А2

При математическом описании электромагнитных процессов принимаются допущения об изотропности электрофизических и электромагнитных свойств материалов, отсутствие токов смещения и свободных зарядов [2]. В этом случае нестационарные электромагнитные процессы в АД в режиме короткого замыкания могут быть представлены сопряженной системой нелинейных уравнений в частных производных [10]:

$$\begin{cases} \sigma_j \partial \mathbf{A}_j / \partial \tau + \sigma_j (\theta_j) \nabla V_j + \\ + \nabla \times [(\mu_0 \mu_j(B))^{-1} \nabla \times \mathbf{A}_j] = \mathbf{J}_{ej}; \\ - \nabla \cdot \partial (\varepsilon_0 \varepsilon_r \nabla V_j) / \partial \tau - \\ - \nabla \cdot (\sigma_j (\theta_j) \cdot \nabla V_j - \mathbf{J}_{ej}) = 0, \end{cases} \quad (1)$$

где \mathbf{A} – векторный магнитный потенциал; V – электрический потенциал; $\sigma(\theta)$ – удельная электропроводность; B – индукция магнитного поля μ – относительная магнитная проницаемость; ε_r – относительная диэлектрическая проницаемость; θ – температура; ω – угловая частота; \mathbf{J}_e – плотность стороннего источника тока; индексы j – соответствует подобластям расчетной области (рис. 1, а)

В соответствии с [10] система уравнений (1) дополняется условием калибровки Кулона $\text{div}(\mathbf{A}) = 0$.

Условия сопряжения для магнитных и электрических полей можно сформулировать в виде:

$$\begin{cases} \mathbf{n}_{i,k} \times (\mathbf{H}_i - \mathbf{H}_k) = 0 \Big|_{\forall i,k \in (1,4), i \neq k}, \\ \mathbf{H} = (\mu_0 \mu)^{-1} \nabla \times \mathbf{A}, \\ \mathbf{n}_{i,k} \cdot (\mathbf{J}_i - \mathbf{J}_k) = 0 \Big|_{\forall i,k \in (1,4), i \neq k}, \\ \mathbf{J} = \sigma(\theta) \cdot \mathbf{E}, \quad \mathbf{E} = -\nabla V - j\omega \mathbf{A}, \end{cases} \quad (2)$$

где H – напряженность магнитного поля; E – напряженность электрического поля.

На внешних границах расчетной области задаются граничные условия

$$\begin{cases} \mathbf{A}_j = 0 \Big|_{\forall j \in (1,4)}, \quad A_j = \bar{k} \cdot A_y(x, z) \Big|_{j=4}, \\ V_j = \varphi_j \Big|_{\forall j \in (1,3)}, \\ \mathbf{n}_j \cdot (\mathbf{J}_j) = 0 \Big|_{j=4} \end{cases} \quad (3)$$

Температурный режим АД оценивается в соответствии с данными [2].

Начальные условия соответствуют первому закону коммутации:

$$\begin{cases} i_A|_{0-} = i_A|_{0+} = 0; \\ i_B|_{0-} = i_B|_{0+} = 0; \\ i_C|_{0-} = i_C|_{0+} = 0, \\ u_A|_{0+} = 0; \\ u_B|_{0+} = \sqrt{2}U_\phi \sin(2\pi/3); \\ u_C|_{0+} = \sqrt{2}U_\phi \sin(4\pi/3). \end{cases} \quad (4)$$

Трехмерная модель (1) с условиями калибровки Кулона, граничными условиями (2), (3) и начальными условиями (4), реализуется методом конечных элементов [10] в структуре средств Comsol Multiphysics.

Оценка энергии магнитного поля и ее средних значений для каждой j -й зоны расчетной области выполняется с использованием соотношений:

$$\begin{aligned} W|_j &= \frac{1}{2} \iiint_{V_j} (\mathbf{B} \cdot \mathbf{H}) dx dy dz; \\ w|_j &= W|_j / V_j; \quad V_j = \iiint_{V_j} dx dy dz. \end{aligned} \quad (5)$$

Для визуализации данных численного моделирования отображается область локализации магнитного поля для момента времени, когда динамический процесс короткого замыкания приближается к установившемуся режиму $\tau = 0,04$ с. Эта область соответствует диапазону изменений модуля векторного магнитного потенциала, ограниченного значениями $|A_{\min}| = 0,74 \cdot 10^{-3}$ Вб/м и $|A_{\max}| = 3,74 \cdot 10^{-3}$ Вб/м (Рис. 2).

Эквипотенциальные линии векторного магнитного потенциала равного $|A_{\min}| = 0,74 \cdot 10^{-3}$ Вб/м проходят вдоль пазов, коронок зубцов статора и ротора, замыкаясь через торцевые поверхности статора и активную часть ротора с короткозамкнутыми кольцами и, частично, – через лобовые части обмоток статора (рис. 2).

Расположение эквипотенциальных линий для значений модуля векторного магнитного потенциала, которые равны $1,74 \cdot 10^{-3}$, $2,74 \cdot 10^{-3}$, $3,74 \cdot 10^{-3}$ Вб/м, имеет одинаковый характер. Они проходят вдоль коронок зубцов статора и замыкаются через пазы у торцевой поверхности статора на удалении 15...20% длины активной части статора (рис. 2).

Эквипотенциальные линии, соответствующие максимальному значению векторного магнитного потенциала, проходят вдоль пазов с проводниками секций статорных обмоток с наибольшей токовой нагрузкой в заданный момент времени.

Таким образом граничные поверхности области локализации магнитного поля АД проходят вдоль пазов статора и ротора, расширяясь у их торцевых поверхностей, и охватывают коронки зубцов, короткозамкнутые кольца и, частично, лобовые части обмоток статора

(рис. 2). Эти особенности локализации магнитного поля возле торцов статора и ротора обуславливаются с одной стороны их конечными осевыми размерами, которые усиливают эффект взаимного влияния собственных полей в активных зонах статора и ротора АД [9], а с другой стороны – полями рассеяния от токов в лобовых частях обмоток статора.

Также эти факторы определяют характер распределения в расчетной области удельной энергии магнитного поля (рис. 3).

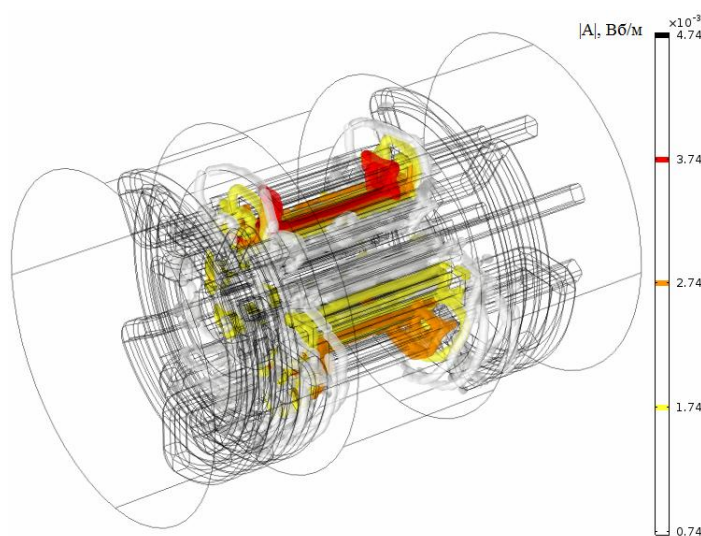


Рисунок 2 – Эквипотенциальные линии векторного магнитного потенциала $|A|$

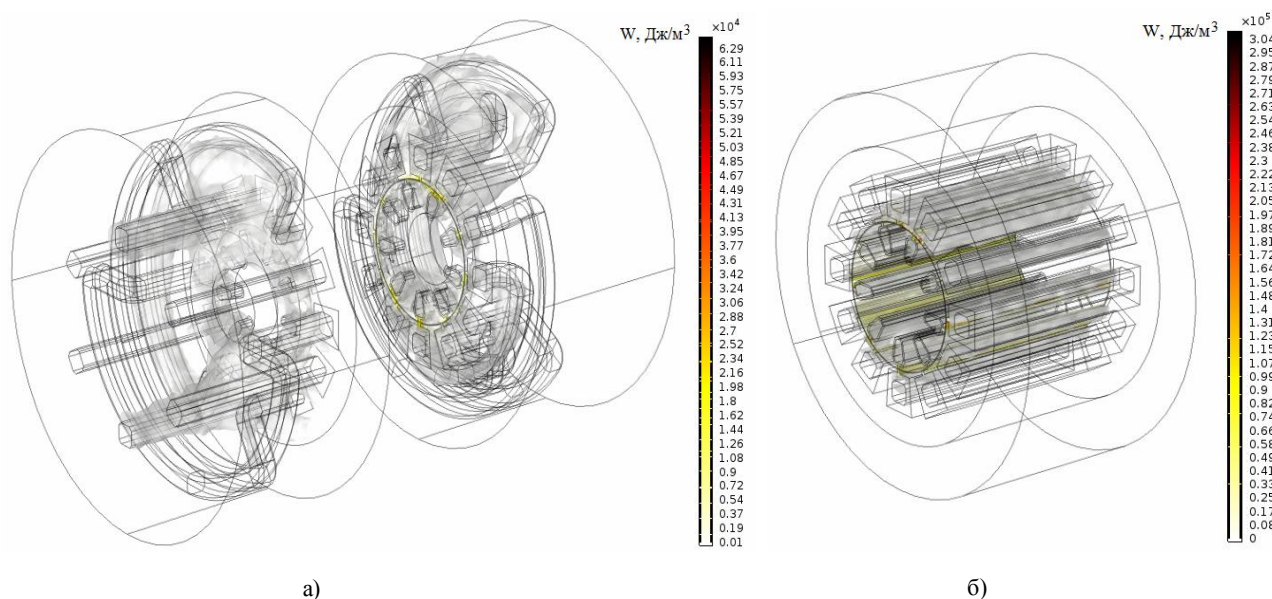


Рисунок 3 – Эквивалентные поверхности энергии магнитного поля W в лобовых (а) и центральной (б) зонах расчетной области

В лобовых подобластях расчетной области АД эквиэнергетическая поверхность с начальной удельной энергией магнитного поля равной 10 Дж/м^3 охватывает проводники фазных обмоток статора с наибольшей токовой нагрузкой в заданный момент времени, а также стержни обмотки ротора и, частично, ее короткозамкнутые кольца (рис. 3, а). В этих подобластях АД отмечается рост удельной энергии магнитного поля в интервале значений от $1,4 \cdot 10^4 \text{ Дж/м}^3$ до $6 \cdot 10^4 \text{ Дж/м}^3$ в зонах, прилегающих к воздушному зазору АД и к пазам с секциями фазных обмоток статора с наибольшими в заданный момент токовыми нагрузками (рис. 3, а).

В подобласти активной части статора и ротора АД эквиэнергетическая поверхность с начальной удельной энергией магнитного поля равной 100 Дж/м^3 охватывает воздушный зазор, и, частично, проводники обмоток статора с наибольшей токовой нагрузкой в заданный момент времени, расширяется возле торцов подобласти (рис. 3, б). В данной подобласти локализация удельных энергий магнитного поля, достигающих $(0,74 \dots 3) \cdot 10^5 \text{ Дж/м}^3$, наблюдается в воздушном зазоре, и увеличивается до максимальных значений возле проводников с наибольшей токовой нагрузкой (рис. 3, б).

По данным моделирования установлено, что величина энергии магнитного поля в расчетных подобластях лобовых частей обмоток АД (рис. 3) составляет 12,5% от величины энергии магнитного поля для общей расчетной области АД и в 6,7 раза меньше значения энергии магнитного поля для центральной подобласти АД, включающей сердечники статора и ротора только с пазовыми частями обмоток. Геометрические особенности распределения энергии магнитного поля в расчетной области АД (рис. 3) определяют количественные оценки эффектов само- и взаимоиנדукции обмоток, поверхностного и торцевого эффекта в статоре и роторе и ряд других концевых эффектов [9]. Поэтому соотношения значений энергии магнитного поля в лобовых и центральной подобластях должны учитываться при расчетах параметров АД малой мощности и исследовании режимов их работы.

Для сокращения вычислительных ресурсов и затрат времени реализации трехмерной модели электромагнитных процессов (1) применялась дифференциация размеров конечных элементов в расчетной области (рис. 1, б). В токопроводящих элементах и на границах сопряжения элементов плотность конечных элементов увеличивалась, а по мере приближения к внешним границам расчетной области она снижалась. Также, для эффективного уменьшения затрат временных и вычислительных ресурсов, улучшения сходимости при численной реализации модели (1) рассматривались полиномы Лагранжа первой, второй и третьей степени для аппроксимирующих функций метода конечных элементов [11]. Высший порядок полиномов Лагранжа, как правило, используется при больших дроблениях расчетной сетки, особенно для сложных нелинейных поверхностей и трех-

мерной постановке задачи. Однако применение функций формы высших порядков приводит к усложнению преобразований метода, и, следовательно, к увеличению размерности систем уравнений и их коэффициентов.

Для оценки влияния степени полиномов Лагранжа на точность реализации трехмерной динамической модели (1) методом конечных элементов применяются соотношения для относительной невязки значений энергии магнитного поля (табл. 1):

$$\delta \tilde{W}_i |_{\tau} = \left[\frac{|W_i |_{\tau} - W_{\delta \text{баз}} |_{\tau}|}{\max(W_{\delta \text{баз}})} \right] \cdot 100\% ,$$

для средних значений индукции магнитного поля в воздушном зазоре:

$$\delta \tilde{B}_{\delta i} |_{\tau} = \left[\frac{|B_{\delta i} |_{\tau} - B_{\delta \delta \text{баз}} |_{\tau}|}{\max(B_{\delta \delta \text{баз}})} \right] \cdot 100\% ,$$

а также их средние значения для энергии магнитного поля и индукции в воздушном зазоре для интервала времени $0 \leq \tau \leq 2 \cdot T$

$$\tilde{W}_{\text{ср}i} |_{\tau} = \left[\frac{\sum_{\tau=0}^{\tau=\tau_{\text{max}}} |W_i |_{\tau} - W_{\delta \text{баз}} |_{\tau}|}{\sum_{\tau=0}^{\tau=\tau_{\text{max}}} |W_{\delta \text{баз}} |_{\tau}|} \right] \cdot 100\% ,$$

$$\tilde{B}_{\text{ср}\delta i} |_{\tau} = \left[\frac{\sum_{\tau=0}^{\tau=\tau_{\text{max}}} |B_{\delta i} |_{\tau} - B_{\delta \delta \text{баз}} |_{\tau}|}{\sum_{\tau=0}^{\tau=\tau_{\text{max}}} |B_{\delta \delta \text{баз}} |_{\tau}|} \right] \cdot 100\% ,$$

где $W_{\delta \text{баз}}$ – величина энергии магнитного поля по данным численной реализации системы уравнений (1) с использованием аппроксимирующих полиномов Лагранжа третьей степени; $i = 1, 2$ – степень полинома Лагранжа.

При моделировании оценивались точность, затраты времени и требования к вычислительным ресурсам (объему оперативной памяти) для численно-полевого моделирования с использованием метода конечных элементов и аппроксимирующих функций Лагранжа с полиномами первой, второй и третьей степени, реализованных в структуре средств Comsol Multiphysics (табл. 1).

По данным моделирования относительные значения невязки энергии магнитного поля в расчетной области для линейной аппроксимирующей функции изменяют-

ся от 0,23% до 3,78%, а средневзвешенная невязка равна 3,635%. Для аппроксимирующей функции Лагранжа с полиномом второй степени интервал изменений сужается до 0,09...0,89 % а значение средневзвешенной невязки уменьшается 0,885%. Относительные значения невязки для индукции в воздушном зазоре при линейной аппроксимирующей функции изменяются в диапазоне 0,02...1,12 %, при значении средневзвешенной невязке – 0,781%, а для квадратической аппроксимирующей полиномиальной функции второго порядка – 0,02...0,98 % и 0,778%, соответственно. При использовании квадратической аппроксимации для метода конечных элементов затраты вычислительных ресурсов увеличиваются в 2,51 раза, а для кубической аппроксимации функции формы – на порядок, а продолжительность численно-полевого моделирования возрастает в 17,4 и 389 раз соответственно.

Предложен эффективный подход для реализации трехмерной модели электромагнитных процессов в АД методом конечных элементов, заключающийся в использовании дифференциации плотности конечных элементов в пространстве расчетной области и аппроксимации функции формы полиномами Лагранжа первой степени, что позволяет сократить требования к вычислительным ресурсам до 17 раз, а затраты времени практически до 400 раз при относительной невязке данных расчетов менее 3,8% по сравнению с применением аппроксимирующих полиномов Лагранжа третьей степени.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Копылов И. П. Математическое моделирование электрических машин / И. П. Копылов. – М. : Высшая школа, 2001. – 327 с.
2. Проектирование электрических машин / И. П. Копылов, Б. К. Клоков, В. П. Морозкин и др. – М.: Высшая школа, 2005. – 767 с.
3. Толочко О. И. Моделирование асинхронного двигателя при обрыве фазы статора / О. И. Толочко, П. И. Розкаряка, И. О. Журов // Электротехнические и компьютерные системы. – 2014. – № 15 (91). – С. 262–266.
4. Персова М. Г. О новом подходе к проектированию электрических машин на основе численного моделирования / М. Г. Персова, Ю. Г. Соловейчик, З. С. Темлякова и др. // Электротехника. – 2007. – № 9. – С. 15–21.
5. Васьковский Ю. В. Математическое моделирование электромагнитных полей в короткозамкнутом асинхронном двигателе с поврежденной обмоткой ротора / Ю. В. Васьковский, А. А. Гераскин // Техническая электродинамика. – 2010 – № 2. – С. 56–61.
6. Замчалкин А. С. Численное моделирование процесса пуска асинхронного двигателя / А. С. Замчалкин, В. А. Тюков // Доклады ТУСУРа. – 2012. – № 1 (25). – С. 171–177.
7. Милых В. И. Анализ гармонического состава переменного магнитного поля, связанного с вращающимся ротором турбогенератора, в режиме холостого хода и короткого замыкания / В. И. Милых, Н. В. Полякова // Электротехника и электроэнергетика. – 2013. – №2. – С. 5–12.

Таблица 1 – Погрешности, требования к вычислительным ресурсам и время численной реализации динамической модели (1) методом конечных элементов

Аппроксимация функции формы	W		B _δ		Расчетное время, о.е	Память ОЗУ, о.е.
	Относительная невязка, %	Средневзвешенная невязка, %	Относительная невязка, %	Средневзвешенная невязка, %		
Линейная	0,23...3,78	3,635	0,02...1,12	0,781	1	1
Квадратическая	0,09...0,89	0,883	0,02...0,98	0,778	17,4	2,51
Кубическая	–	–	–	–	389,02	9,65

Таким образом, если задача математического моделирования электромагнитных процессов в АД входит в систему ограничений, которые устанавливают взаимосвязи между векторами зависимых и независимо варьируемых конструктивных параметров для задачи оптимизации электрической машины, то более предпочтительным является применение для метода конечных элементов линейной аппроксимации функции формы. Расчеты методом конечных элементов и аппроксимации функций формы полиномами Лагранжа второго порядка обеспечивают высокую точность для поверочных расчетов электрических машин с оптимальными значениями конструктивных параметров. Для АД малой и средней мощности численная реализация 3D модели (1) методом конечных элементов с аппроксимирующими полиномами Лагранжа третьей степени практически не улучшает точность по сравнению с полиномами второй степени, но увеличивает время моделирования до двух и более порядков, что не целесообразно.

ВЫВОДЫ

Предложена трехмерная математической модель, описывающая электромагнитные процессы в АД в динамических режимах короткого замыкания, учитывающая конструктивные особенности, нелинейность электрофизических и магнитных свойств активных и конструкционных материалов.

Установлены особенности распределения векторного магнитного потенциала и энергии магнитного поля в расчетной области АД, оказывающие существенное влияние на параметры двигателя в режиме КЗ.

8. Плюгин В. Е. Численное моделирование электромагнитного поля асинхронного двигателя с внешним массивным ротором / В. Е. Плюгин // Вестник НТУ «ХПИ». – 2013. – № 51 (1024) – С. 66–75.
9. Могильников В. С. Асинхронные двигатели с двухслойным ротором и их применение / В. С. Могильников, А. М. Олейников, А. Н. Стрельников. – М.: Энергоатомиздат, 1983. – 120 с.
10. Ярымбаш Д. С. Особенности моделирования электромагнитных процессов в индукторе калибра мундштука пресса / Д. С. Ярымбаш, И. М. Килимник // Вісник кременчуцького державного політехнічного університету. – 2007. – №4 (45) Частина 1. – С. 53–55.
11. Зенкевич О. Конечные элементы и аппроксимация : Пер. с англ. / О. Зенкевич, К. Морган. – М.: Мир, 1986. – 318 с.

Ярымбаш Д. С.¹, Коцур М. І.², Ярымбаш С. Т.³, Коцур І. М.⁴

¹Д-р техн. наук, доцент, зав. каф. електричних машин ЗНТУ, Україна

²Канд. техн. наук, доцент каф. електричних та електронних апаратів ЗНТУ, Україна

^{3,4}Канд. техн. наук, доцент каф. електричних машин ЗНТУ, Україна

ОСОБЛИВОСТИ ТРИВИМІРНОГО МОДЕЛЮВАННЯ ЕЛЕКТРОМАГНІТНИХ ПОЛІВ АСИНХРОННОГО ДВИГУНА

Мета. Розробка нового ефективного підходу для реалізації тривимірної математичної моделі нестационарних електричних і магнітних полів в асинхронних двигунах з урахуванням їх конструктивних особливостей, нелінійності, електрофізичних і магнітних властивостей, активних та конструкційних матеріалів, що забезпечує достовірність і високу точність моделювання.

Методика. Чисельне моделювання сполучених просторових нестационарних електричних і магнітних полів асинхронного двигуна в режимі короткого замикання, методами теорії електромагнітних полів, кінцевих елементів, теорії електричних машин і електричних кіл.

Результати. Представлені теоретичні дослідження і дані моделювання на основі чисельної реалізації методом кінцевих елементів тривимірної математичної моделі асинхронного двигуна, що відображає особливості електричних і магнітних процесів перетворення енергії змінного струму в режимі короткого замикання. Дослідженнями встановлено, що в зоні лобових частин асинхронного двигуна малої потужності виділяється до 12,5% енергії його магнітного поля, яка, в основному, локалізується в активній частини статора, ротора і повітряному зазорі. У центральній зоні активної частини асинхронного двигуна, протяжністю до 60% її довжини, магнітне поле має плоскопаралельний характер, але трансформується в зонах лобових частин обмоток статора, а також поблизу його торців. Встановлено особливості розподілу магнітного поля і його енергії, які мають істотний вплив на параметри короткого замикання асинхронного двигуна малої потужності і режими його роботи.

Наукова новизна. Визначено закономірності розподілу індукції і енергії магнітного поля в режимі короткого замикання, встановлені їх кількісні співвідношення для активної зони і області лобових частин обмоток статора асинхронних двигунів малої потужності.

Практична значимість. На базі методу скінчених елементів реалізований новий підхід для тривимірної моделювання електромагнітних процесів в асинхронному двигуні, який полягає в диференціації розмірів кінцевих елементів та використанні апроксимуючих функцій у вигляді поліномів Лагранжа. Це забезпечує високу збіжність чисельної реалізації для перехідних процесів режиму короткого замикання, скорочення часу розрахунків, вимог до обчислювальних ресурсів і високу точність моделювання. Порівняння значень енергії магнітного поля асинхронного двигуна в режимі короткого замикання показує, що для апроксимуючих поліномів Лагранжа першого порядку відносна нев'язка не перевищує 3,8% в порівнянні з апроксимуючими поліномами третього порядку, при скороченні часу розрахунків в 389 разів і вимог до обчислювальних ресурсів – до 10 раз.

Ключові слова: тривимірне моделювання, асинхронний двигун, коротке замикання, електромагнітні поля, метод кінцевих елементів, апроксимуючі функції, енергія магнітного поля.

Yarymbash D. S.¹, Kotsur M. I.², Yarymbash S. T.³, Kotsur I. M.⁴

¹ScD, Assoc. Prof., Chief of the department of the electrical machine ZNTU, Ukraine

²PhD, Assoc. Prof. of the department of the electrical and electronic apparatus ZNTU, Ukraine

^{3,4}PhD, Assoc. Prof., Assoc. Prof. of the department of the electrical machine ZNTU, Ukraine

FEATURES OF THREE-DIMENSIONAL SIMULATION OF THE ELECTROMAGNETIC FIELDS OF THE ASYNCHRONOUS MOTORS

Purpose. Development of new effective approach for the realization of three-dimensional mathematical model of transient electrical and magnetic fields in induction motors, which based on their design features, the nonlinearity of the electrical and magnetic properties of the active and structural materials, which provides adequacy or high simulation accuracy.

Research methods. Numerical simulation of the conjugate spatial transient electrical and magnetic fields of the induction motor in the mode of short-circuit, with the help of methods of the theory of electromagnetic fields, finite element, theory of electrical machines and electrical circuits.

The obtained results. Theoretical researches and simulation results, which based on numerical realization of the finite element method of three-dimensional mathematical model of the induction motor are obtained. Theoretical researches

indicate the features of electrical and magnetic processes of AC power conversion in a short circuit mode. In the area of the coil ends of the low power asynchronous motor it is allocated to 12,5% of the total energy of its magnetic field, which is mainly localized in the active part of the stator; the rotor and the air gap. In the central area of the active part of the induction motor; the length is up to 60% of the total length of the stator and rotor core, the magnetic field has plane-parallel form, but is transformed into zones of coil ends of the stator windings, and near of its core end. The features of the magnetic field and energy distribution, which have a significant effect on the parameters of a short-circuit of small power induction motor and its operating modes are defined.

Scientific novelty. The regularities of the distribution of the induction and magnetic field energy in the short-circuit mode and their quantitative relation for active zone and the area of the coil ends of the stator windings of the low-power asynchronous motors are defined.

Practical significance. A new approach for three-dimensional simulation of the electromagnetic process in the induction motor, which consists in differentiating the size of the finite elements and use of approximation functions of Lagrange polynomials based on finite element method are realized. It provides high convergence of numerical realization of short-circuit mode transient processes, reducing the computation time, the requirements for computing resources and high simulation accuracy. Comparison of the energy values of the induction motor magnetic field in short-circuit mode shows, that for Lagrange polynomials approximating the first degree, the relative error do not exceed 3,8% as compared with approximating polynomials of the third degree, while reducing the calculation time in 389 times and requirements for the computational resources – up to 10 times.

Keywords: three-dimensional simulation, asynchronous motor, short-circuit, electromagnetic field, finite element method, approximating functions, the energy of the magnetic field.

REFERENCES

1. Kopolov I. P. Matematicheskoe modelirovanie elektricheskikh mashin. Moscow, Vysshaya shkola, 2001, 327 p.
2. Kopolov I. P., Klokov V. K., Morozkin V. P. Proektirovanie elektricheskikh mashin. Moscow, Vysshaya shkola, 2005, 767 p.
3. Tolochko O. I. Rozkaryaka P. I., Zhurov I. O. Modelirovanie asinhronnogo dvigatelya pri obrube fazu statora, *Electrotechnical and computer systems*, No 15 (91), 2014, pp. 262–266.
4. Persova M. G., Soloveychik Yu. G., Temlyakova Z. S. O novom podhode k proektirovaniyu elektricheskikh mashin na osnove chislennoho modelirovaniya, *Elektrotehnika*, No 9, 2007, pp. 15–21.
5. Vaskovskiy Yu. V., Geraskin A. A. Matematicheskoe modelirovanie elektromagnitnykh poley v korotkozamknutom asinhronnom dvigatele s povrezhdennoy obmotkoy rotora, *Tekhnicheskaya elektrodinamika*, No 2, 2012, pp. 56–61.
6. Zamchalkin, A. S., Tyukov V. A. Chislennoe modelirovanie protsessa puska asinhronnogo dvigatelya. Dokladyi TUSURa, No 1(25), 2012, pp. 171–177.
7. Milyih V. I., Polyakova N. V. Analiz garmonicheskogo sostava peremennogo magnitnogo polya, svyazannogo s vraschayuschimsya rotorom turbogeneratora, v rezhime holostogo hoda i korotkogo zamykaniya, *Elektrotehnika i elektroenergetika*, No 2, 2013, pp. 5–12.
8. Plyugin V. E. Chislennoe modelirovanie elektromagnitnogo polya asinhronnogo dvigatelya s vneshnim massivnyim rotorom, *Vestnik NTU KHPI*, No 51(1024), 2013, pp. 66–75.
9. Mogilnikov B. C., Oleynikov A. M., Strelnikov A. N. Asinhronnyie dvigateli s dvuhsloynnyim rotorom i ih primenenie. Moscow, Energoatomizdat, 1983, 120 p.
10. Yarymbash D. S., Kilimnik I. M. Osobennosti modelirovaniya elektromagnitnykh protsessov v induktore kalibra mundshtuka pressa, // *Visnik kremenchutskogo derzhavnogo politehnichnogo universitetu*, Vol. 1, No 4(45), 2007, pp. 53–55.
11. Zenkevich O., Morgan K., Konechnyie elementy i approksimatsiya. Moscow, Mir, 1986, 318 p.

¹Д-р техн. наук, професор, завідувач кафедри електричних та електронних апаратів Запорізького національного університету, Запоріжжя, Україна; e-mail: andrpd@ukr.net;

²Старший викладач кафедри електричних та електронних апаратів Запорізького національного університету, Запоріжжя, Україна; e-mail: sergey.shilo@gmail.com;

³Старший викладач кафедри електричних та електронних апаратів Запорізького національного університету, Запоріжжя, Україна, e-mail: alexandr.kaplienko@gmail.com.

ДОСЛІДЖЕННЯ ДИНАМІЧНИХ РЕЖИМІВ ЕЛЕКТРОДВИГУНА ПОСЛІДОВНОГО ЗБУДЖЕННЯ З ІМПУЛЬСНИМИ СХЕМАМИ РЕГУЛЮВАННЯ ЕЛЕКТРОПРИВОДУ

Мета: Метою роботи є дослідження динаміки двигуна постійного струму послідовного збудження з імпульсним регулюванням частоти обертання і визначення можливості спрощення схеми електропривода.

Методика: Методи імітаційного моделювання й аналітичні методи розрахунку та дослідження електромеханічних процесів в серієсному двигуні постійного струму при різних схемах імпульсного керування.

Результати: Розроблено вдосконалену схему імпульсного регулювання двигуна постійного струму послідовного збудження. Для запропонованої існуючої схем імпульсного регулювання розроблені моделі, за допомогою яких досліджені електромеханічні процеси тягового електроприводу в цих схемах і виконано їх порівняльний аналіз. Наведено результати дослідження модернізованої імпульсної схеми регулювання частоти обертання двигуна постійного струму в режимах розгону, вибігу і електродинамічного гальмування. Проведено аналіз величини пульсації струму якоря та вплив на неї частоти комутації при використанні модернізованої схеми імпульсного регулювання.

Наукова новизна: Розроблено нові імітаційні моделі, які дозволяють виконувати дослідження електромеханічних процесів тягового електроприводу при різних схемах імпульсного регулювання.

Практична значимість: Розроблено вдосконалену схему імпульсного регулювання двигуна постійного струму послідовного збудження за рахунок введення в схему імпульсного регулятора діода, який шунтує обмотку збудження, що дозволяє знизити швидкість загасання струму в обмотці збудження та використовувати режим електродинамічного гальмування при самозбудженні електродвигуна. Запропоноване схемне рішення дозволяє уникнути застосування додаткових незалежних джерел струму та спростити технічну реалізацію і зменшити витрати.

Ключові слова: імпульсне регулювання, серієсний електродвигун, послідовне збудження, імітаційна модель

ВСТУП

В даний час в електротранспорті застосовуються електродвигуни з серієсними електродвигунами постійного струму. Спектр застосування електродвигунів постійного струму з двигунами послідовного збудження (ДПЗ) досить широка - тяговий електродвигун рухомого складу міського та залізничного транспорту. Це зумовлено тим, що зміна моменту навантаження для даних механізмів добре узгоджується з електромеханічною характеристикою ДПЗ.

Істотним чинником підвищення рентабельності роботи електротранспорту в цілому може бути заміна існуючого тягового електроприводу (ТЕП) на більш сучасні їх види.

АНАЛІЗ ПОПЕРЕДНІХ ДОСЛІДЖЕНЬ

Існує кілька схем регулювання швидкості серієсного двигуна постійного струму (ДПС), це: реостатна і імпульсна схеми [1, 2].

Найбільш поширена реостатна схема регулювання швидкості серієсного ДПС [1], має такі недоліки як:

– наявність великої кількості контактної апаратури;

– втрати в пускових резисторах, що знижують ККД тягового привода;

– необхідність проведення регулярних діагностик і технічного обслуговування, що підвищує витрати на експлуатацію рухомого складу.

Отже, даний вид тягового електропривода (ТЕП) є досить неефективним як з енергетичної, так і з економічної точок зору.

З розвитком силової електроніки найбільш раціональним способом усунення недоліків, наведених вище, є застосування імпульсних регуляторів частоти обертання ДПС, що дозволяє знизити до мінімуму число одиниць контактної апаратури і знизити споживання електроенергії в режимі пуску, гальмування, вибігу [2, 3].

Імпульсна схема є більш економічною, але в режимі електромагнітного гальмування вимагає наявності додаткового обладнання для підтримки струму в обмотці збудження за допомогою додаткових незалежних джерел струму. Актуальною задачею є модернізація імпульсної схеми, яка дозволить спростити її та зробити ТЕП більш енергоефективним та енергоощадним.

Таким чином, модернізація класичної схеми імпульсного регулювання та порівняння динаміки ДПЗ при

різних схемах регулювання, яке дозволило б визначити найбільш ефективну і найменш складну з них є актуальною науково-практичною задачею.

Метою роботи є дослідження динаміки двигуна постійного струму послідовного збудження (ДПЗ) з імпульсним регулюванням частоти обертання і визначення можливості спрощення схеми електропривода.

ВИКЛАДЕННЯ ОСНОВНОГО МАТЕРІАЛУ ТА АНАЛІЗ ОТРИМАНИХ РЕЗУЛЬТАТІВ

Авторами була розроблена модель, яка ілюструє таку схему пуску (рис. 1).

При моделюванні не враховувався вплив реакції якоря. Нелінійність кривої намагнічування враховувалася таблично за методикою [7].

Параметри імітаційної моделі розраховано для тягового двигуна 1ДТ-003.5У[7] за методикою[6]:

- номінальна напруга, $U = 750$ В,
- потужність, $P = 235$ кВт,
- сила струму, $I = 345$ А,
- частота обертання, $n = 1250$ хв⁻¹,
- маса, $m = 2300$ кг.

Всі подальші розрахунки та графіки залежностей наведені у відносних одиницях. За базові значення прийняті наступні:

- електромагнітний момент $M = 5$ кН*м;
- кутова частота обертання $\omega = 130$ рад/с;
- струм $I = 345$ А.

Значний практичний інтерес становлять схемні рішення, що дозволяють використання електродинамічного гальмування при самозбудження електродвигуна. Проте використання цього режиму, пов'язано з певними труднощами, так як при гальмуванні потрібна наявність залишкового магнітного потоку в двигуні. В існуючих моделях електроприводу використовуються додаткові незалежні джерела струму. Їх наявність призводить до ускладнення

схемного рішення і додатковим економічним витратам на ремонт і обслуговування.

Відома класична схема електроприводу постійного струму, в якій здійснюється імпульсне регулювання швидкості обертання за допомогою зміни періоду роботи ключа Т1 (рис. 1) [2].

Проведення аналітичного опису даної схеми досить складно, оскільки присутній квадратична залежність потоку збудження, електромагнітного моменту і частоти обертання двигуна. Тому дослідження проводилося за допомогою програмного пакету Matlab з застосуванням бібліотеки SimPowerSystem [3–5]. На рис. 2 показана модель такої системи.

Наведемо опис елементів моделі: Е – джерело живлення (напруга джерела живлення дорівнює 750В); Т1 – силовий ключ; Т2 – силовий ключ, що включає гальмівний резистор R_t ; D2 – діод зворотного струму; М – двигун постійного струму послідовного збудження; ШИМ – блок, що реалізує управління силовим ключем Т1; БВМН – блок, який проводить обчислення моменту навантаження двигунів М; D3, D4 – діоди, що вводяться в схему при дослідженні модернізованої системи імпульсного регулювання частоти обертання двигуна М. (показаний пунктиром).

За допомогою цієї моделі проведені дослідження як класичної (рис. 1, а), так і модернізованої (рис. 1, б) схеми імпульсного регулювання. Результати розрахунку моделі наведено на рис. 3 (для класичної схеми) і рис. 4 (для модернізованої), де I_a – струм якоря двигуна; I_e – струм збудження двигуна; Мем – електромагнітний момент двигуна; ω – кутова частота обертання двигуна.

У класичній схемі регулювання частоти обертання [2] швидкість спадання струму якоря визначається постійною часу ланцюга якоря. На ділянці силовий ключ Т1-обмотка якоря М1-обмотка збудження F1 струм наростає (ключ Т1 відкритий), і спадає по ланцюгу діод D2-обмотка якоря М1-обмотка збудження F1 (ключ Т1 закрито).

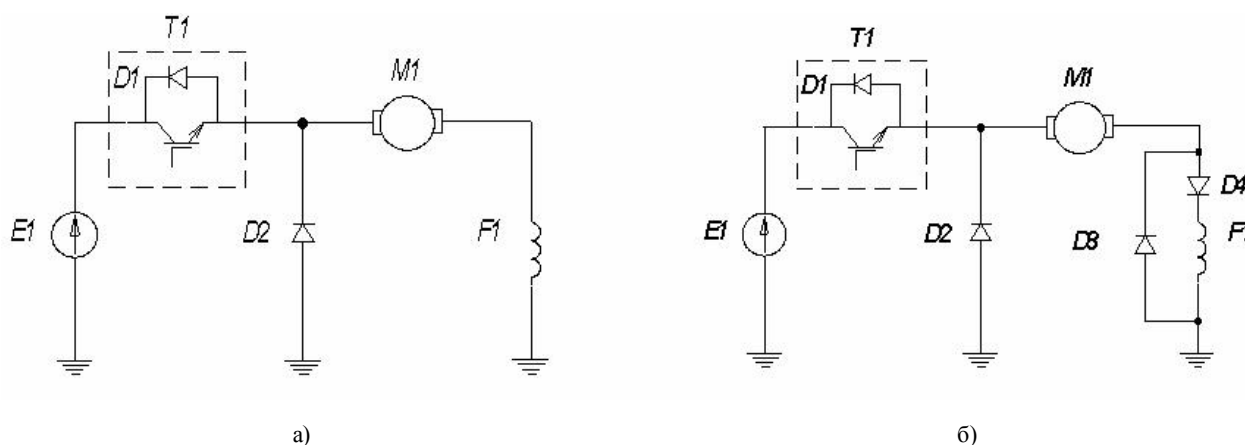


Рисунок 1 – Схема імпульсного регулювання швидкості обертання електроприводу з ДПЗ: а) класична схема імпульсного регулювання; б) модернізована схема імпульсного регулювання

При введенні в схему діода D3 (рис. 1) струм збудження буде замикатися по контуру шунтувальний діод D3-обмотка збудження F1. Результати моделювання показують, що запропонована модернізація схемного рішення дозволяє збільшити час спадання струму в обмотці збудження двигуна постійного струму у 8 раз (рис. 5). Це, у свою чергу, веде до більш повільного спадання магніт-

ного поля в двигуні постійного струму. Тому при даному схемному рішенні використання електродинамічного гальмування при самозбудженні електродвигуна є можливим. У той же час, швидкість наростання (спадання) струму в обмотці якоря через наявність діода D3 визначається тільки параметрами ланцюга якоря, що ілюструється збільшенням пульсацій (рис. 4).

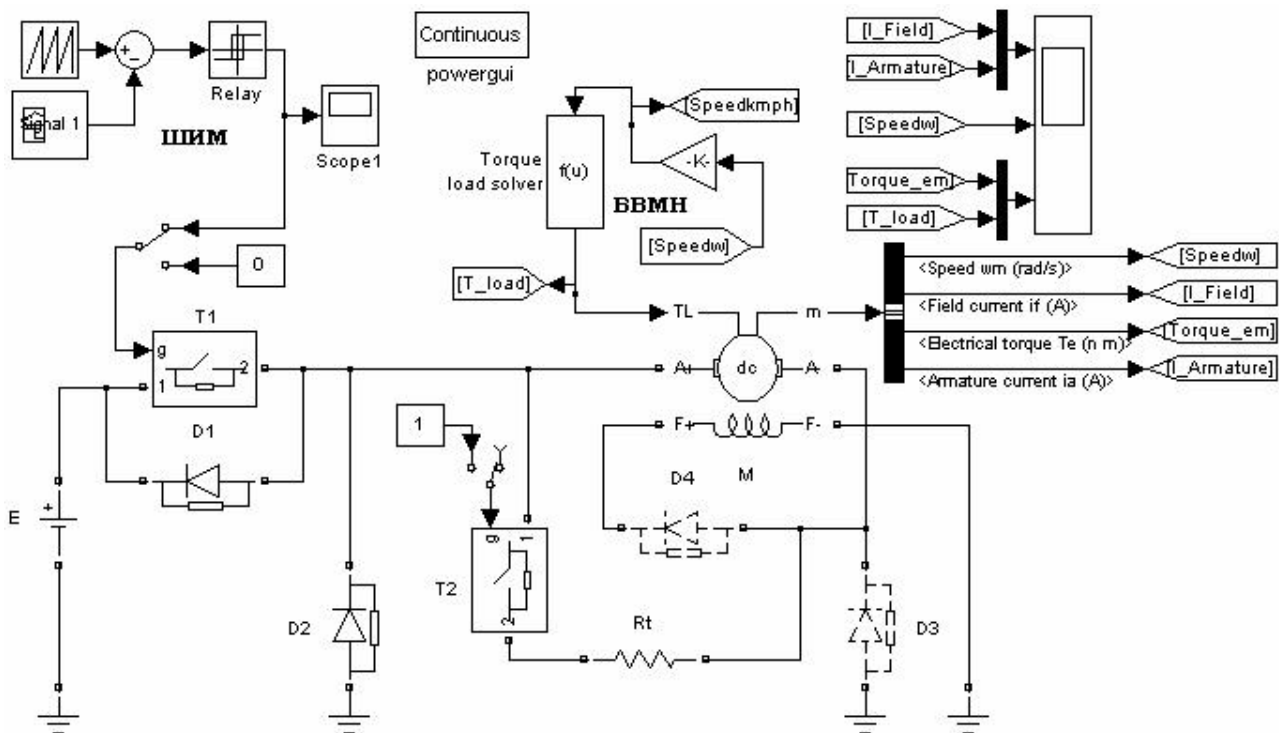


Рисунок 2 – Модель імпульсного регулювання швидкості обертання електроприводу з ДПЗ

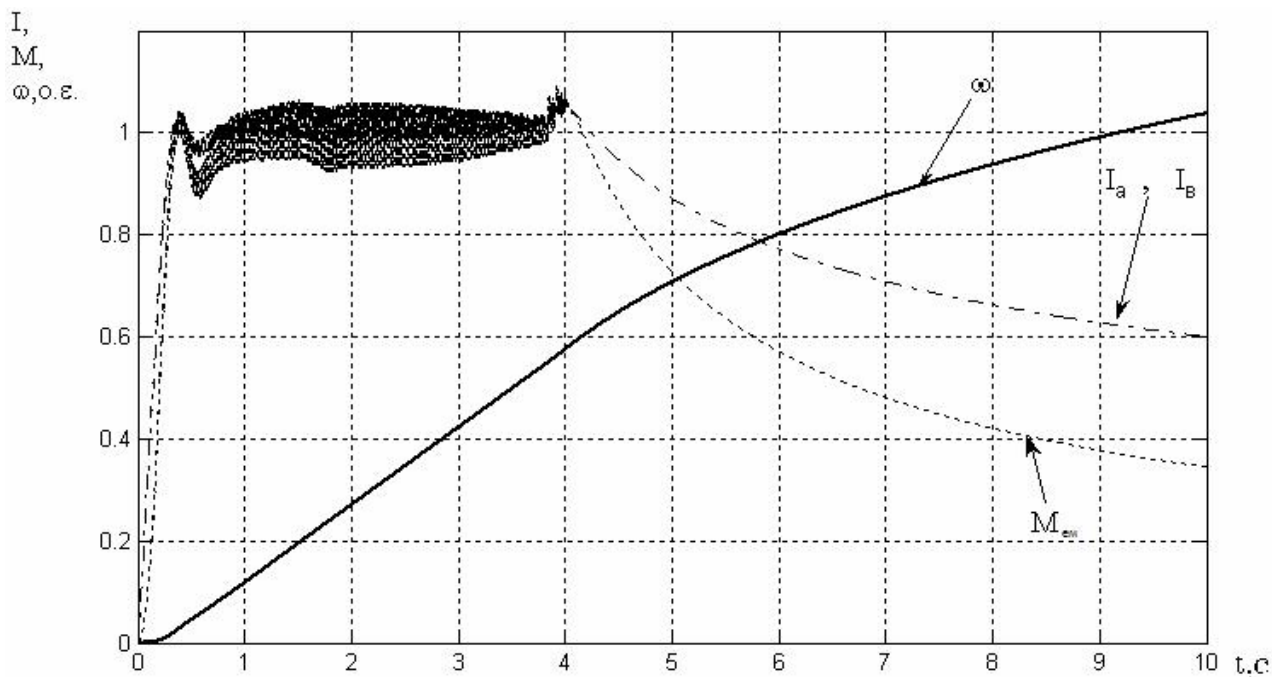


Рисунок 3 – Результати дослідження імпульсної схеми регулювання частоти обертання двигуна постійного струму (частота комутації 300 Гц)

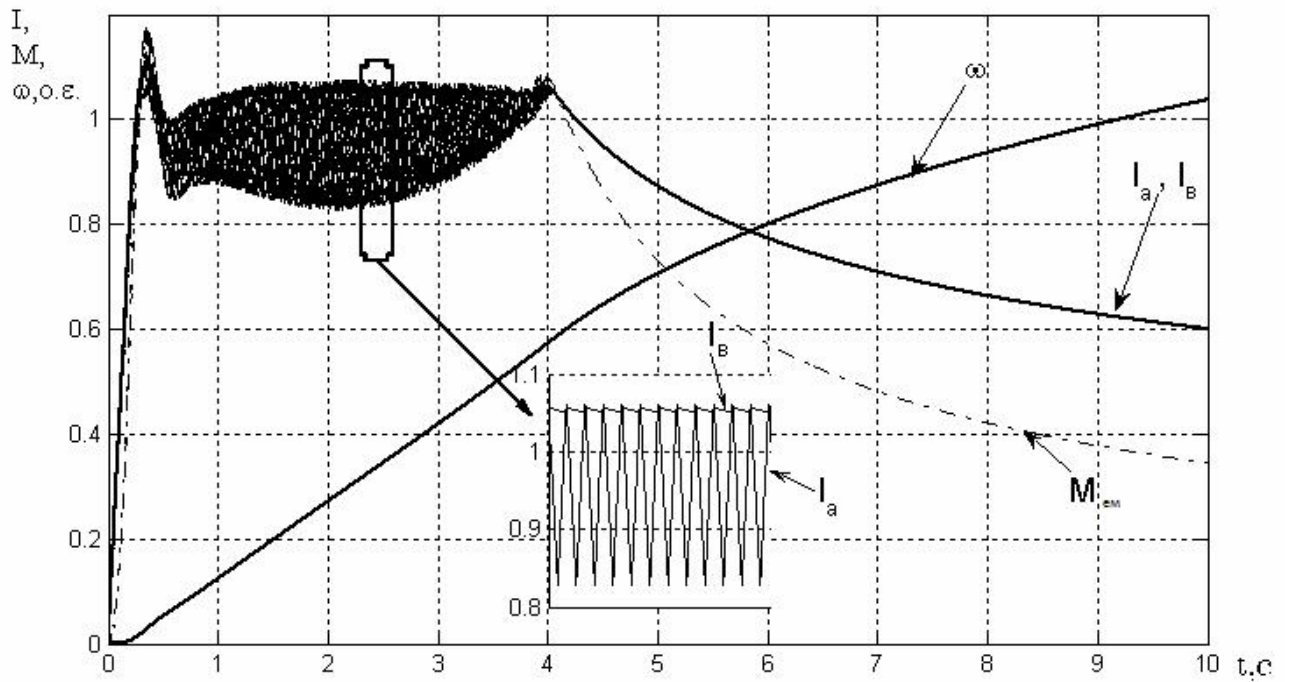


Рисунок 4 – Результати дослідження модернізованої імпульсної схеми регулювання частоти обертання двигуна постійного струму (частота комутації 300 Гц)

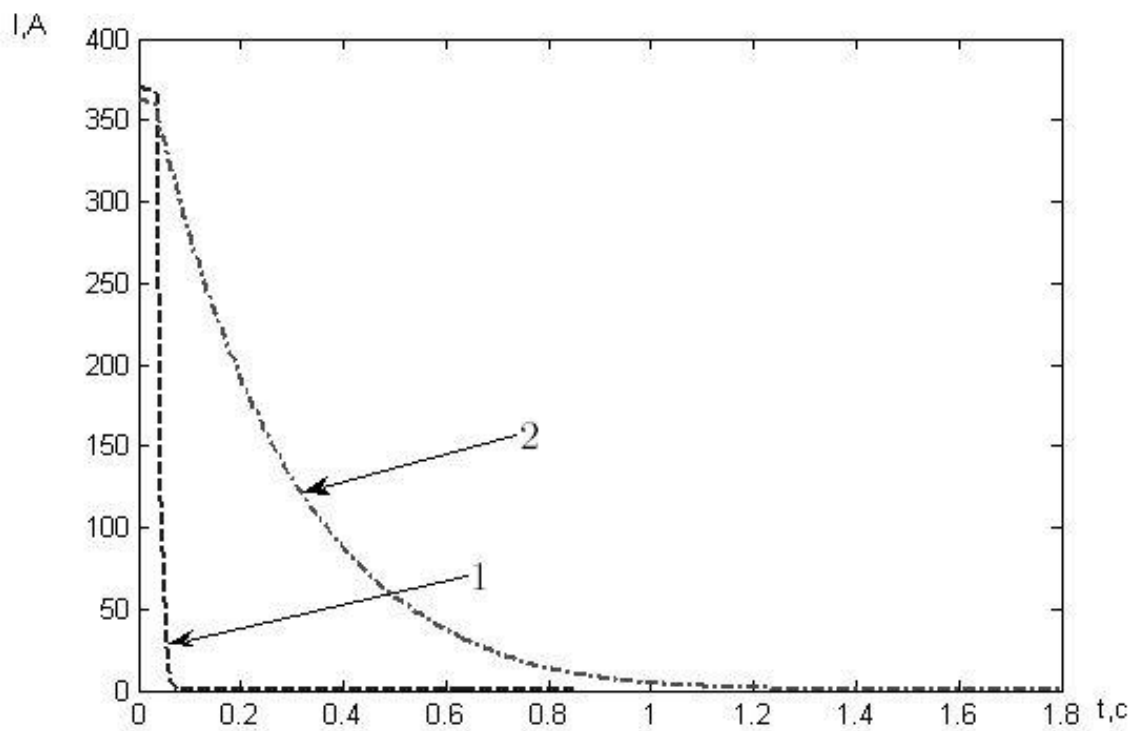


Рисунок 5 – Графік спадання струму в обмотці збудження: 1 – без діода D3; 2 – з діодом D3

Проведене дослідження створює передумови реалізації такого схемного рішення, яке дозволить піти від використання додаткових незалежних джерел струму для обмотки збудження тягового електродвигуна (при переході з режиму руху під струмом в режим електродинамічного гальмування). Це підвищить ефективність використання електричної енергії і знизить витрати на експлуатацію та ремонт незалежного джерела струму.

На рис. 6 наведено результати дослідження модернізованої імпульсної схеми регулювання частоти обертання двигуна постійного струму в режимах розгону, вибі-

гу і електродинамічного гальмування. При моделюванні досліджувались наступні режими:

- в момент часу $t = 0$ розпочато розгін електродвигуна;
- в момент часу $t = 8,6$ с відключається подача струму на двигун, здійснюється режим вибігу;
- в момент часу $t = 9,2$ с ввімкненням силового ключа Т2 в ланцюг якоря вводиться гальмівний резистор R_t ;
- розрахунок іде до моменту повної зупинки якоря електродвигуна ($\omega^* = 0$).

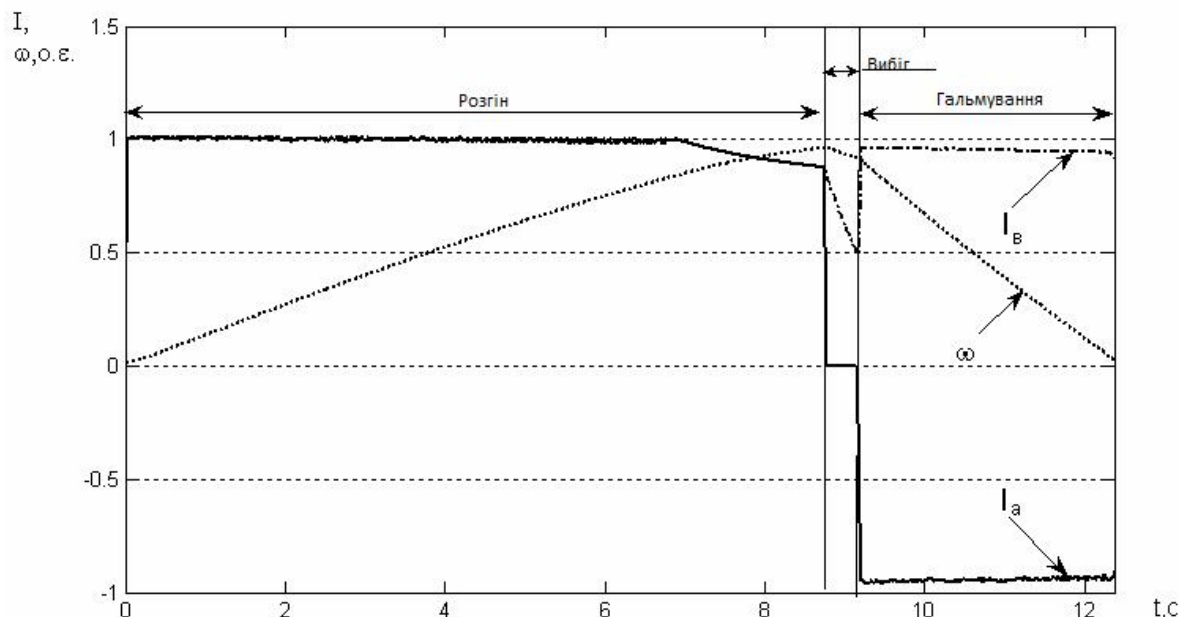


Рисунок 6 – Результати дослідження модернізованої імпульсної схеми регулювання частоти обертання двигуна постійного струму в режимах руху, вибігу, електродинамічного гальмування (частота комутації 2000 Гц)

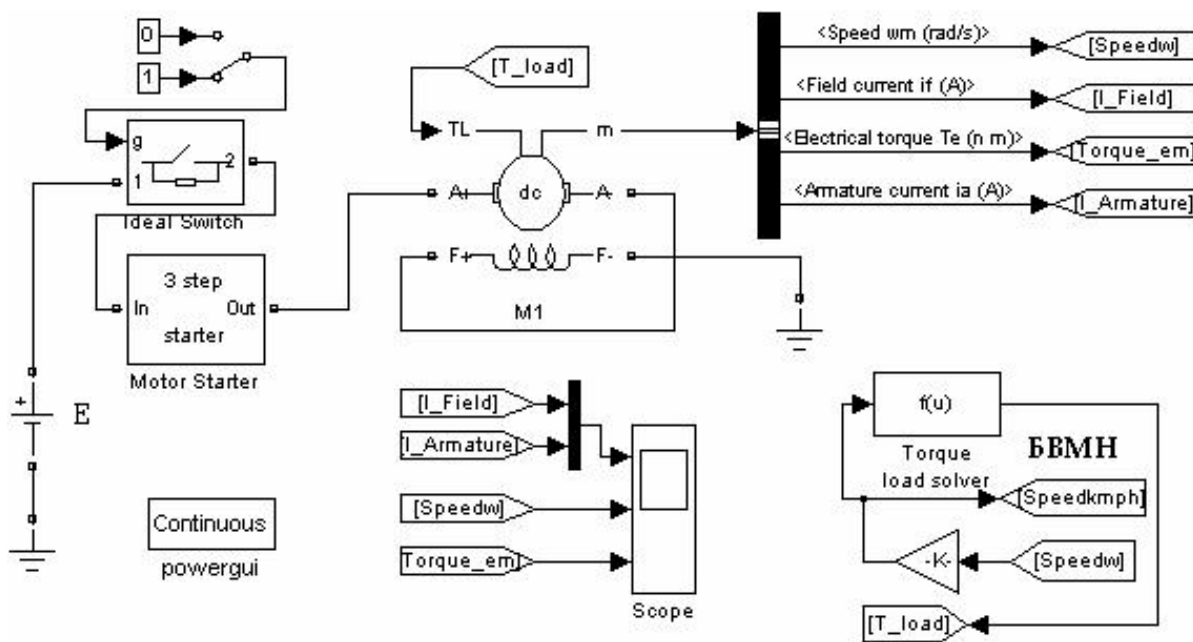


Рисунок 7 – Модель реостатного пуску серієсного електродвигуна

Наведені залежності вказують на можливість реалізації режиму електродинамічного гальмування електродвигуна без застосування додаткових засобів підтримки струму в обмотці збудження ДПЗ.

Авторами були проведені дослідження модернізованої схеми при різних частотах комутації силового ключа Т1: в діапазоні від 300 до 2000 Гц. Результати дослідження вказують на те, що усунення явища збільшення пульсацій досягається підвищенням частоти комутації до 1–1,5 кГц. Так само зниження рівня пульсацій можливо досягти при введенні в ланцюг якоря згладжуючих елементів, таких як згладжуючий реактор і конденсатор.

Додатково авторами було розроблено імітаційну модель реостатної схеми регулювання частоти обертання якоря ДПС (рис 7).

Наведемо опис елементів моделі: Е – джерело живлення (напряга джерела живлення дорівнює 750В); Motor Starter – пусковий реостат, що забезпечує 4 ступені регулювання; М1 – двигуни постійного струму послідовного збудження; БВМН – блоки, що здійснюють обчислення моменту навантаження двигунів М1.

Результати дослідження, проведеного на даній моделі, представлені на рис. 8.

ВИСНОВКИ

Розроблено імітаційні моделі, які дозволяють досліджувати електромеханічні процеси в серієсному двигуні постійного струму.

Проведене моделювання дозволило зробити порівняльний аналіз декількох схем імпульсного регулювання, результати якого вказують на високу ефективність модернізованої схеми.

Введення в схему імпульсного регулятора діода D3, який шунтує обмотку збудження, дозволяє знизити швидкість загасання струму в цій обмотці.

Запропонована модернізація, що полягає у введенні в схему діодів D3 та D4, дозволяє використовувати режим електродинамічного гальмування при самозбудженні електродвигуна.

Запропоноване схемне рішення дозволяє уникнути застосування додаткових незалежних джерел струму та спростити технічну реалізацію і зменшити витрати.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Метельський В. П. Електричні машини та мікромашини / В. П. Метельський. – Запоріжжя: ЗНТУ, 2005. – 616 с.
2. Глазєнко Т. А. Полупроводниковые преобразователи в электроприводах постоянного тока / Т. А. Глазєнко. – Л.: Энергия, 1973. – 304 с.
3. Андриєнко П. Д. Исследование режимов торможения в системе импульсного регулирования серийного электродвигателя / П.Д. Андриєнко, А.О. Каплиєнко, С. И. Шило, И. Ю. Немудрый // Електротехніка та електроенергетика. – 2007. – № 2. – С. 11–14.

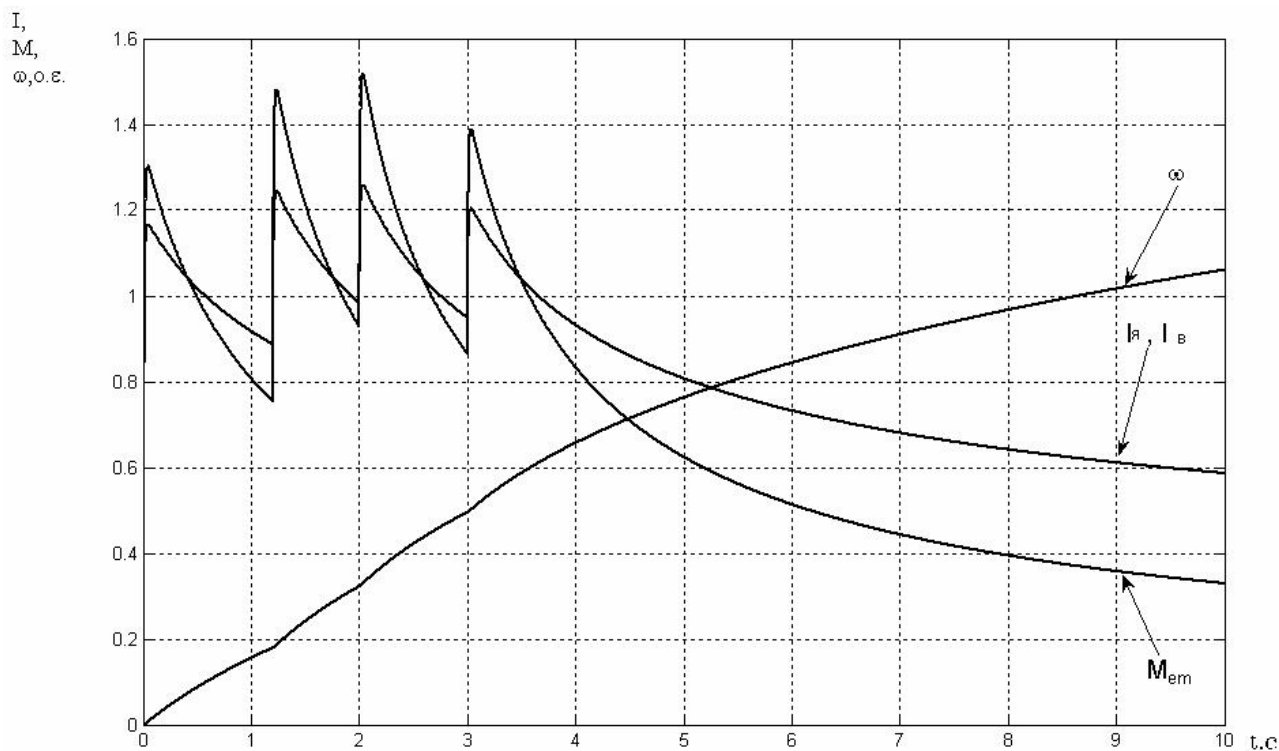


Рисунок 8 – Результати дослідження реостатної схеми пуску двигуна постійного струму I_a -струм якоря двигуна; I_b -струм збудження двигуна; M_{em} - електромагнітний момент двигуна; ω - кутова частота обертання двигуна

4. Герман-Галкин С. Г. Силовая электроника: Лабораторные работы на ПК / С. Г. Герман-Галкин. – СПб.: Учитель и ученик, Корона-принт, 2002. – 304 с.
5. Герман-Галкин С. Г. Электрические машины: Лабораторные работы на ПК / С. Г. Герман-Галкин, Кардонов Г. А. – СПб.: Учитель и ученик, Корона-принт, 2003. – 256 с.
6. Герман-Галкин С. Г. Компьютерное моделирование полупроводниковых систем / С.Г. Герман-Галкин.. – СПб.: Учитель и ученик, Корона-принт, 2001. – 319с.
7. Перльмутер В. М. Системы управления тиристорными электроприводами постоянного тока / В. М. Перльмутер, В. А. Сидоренко. – М.: Энергоатомиздат, 1988. – 304 с.
8. Пегов Д. В. Руководство по устройству электропоездов ЭТ2, ЭР2Т, ЭД2Т, ЭТ2М / Д. В. Пегов, П. В. Бурцев, В. Е. Андреев – Москва: Центр коммерческих разработок, 2003. – 184 с.

Андриенко П. Д.¹, Шило С. И.², Каплиенко А. О.³

¹Д-р техн. наук, профессор, профессор кафедры электрических и электронных аппаратов Запорожского национального технического университета, Запорожье, Украина

²Старший преподаватель кафедры электрических и электронных аппаратов Запорожского национального технического университета, Запорожье, Украина

³Старший преподаватель кафедры электрических и электронных аппаратов Запорожского национального технического университета, Запорожье, Украина

ИССЛЕДОВАНИЕ ДИНАМИЧЕСКИХ РЕЖИМОВ ЭЛЕКТРОДВИГАТЕЛЯ ПОСЛЕДОВАТЕЛЬНОГО ВОЗБУЖДЕНИЯ С ИМПУЛЬСНЫМИ СХЕМАМИ РЕГУЛИРОВАНИЯ ЭЛЕКТРОПРИВОДА

Цель: Целью работы является исследование динамики двигателя постоянного тока последовательного возбуждения с импульсным регулированием частоты вращения и определение возможности упрощения схемы электропривода.

Методика: Методы имитационного моделирования и аналитические методы расчета и исследований электромеханических процессов в серийном двигателе постоянного тока при различных схемах импульсного управления.

Результаты: Разработана усовершенствованная схема импульсного регулирования двигателя постоянного тока последовательного возбуждения. Для предложенной и существующей схем импульсного регулирования разработаны модели, с помощью которых исследованы электромеханические процессы тягового электропривода в этих схемах и выполнен их сравнительный анализ. Приведены результаты исследования модернизированной импульсной схемы регулирования частоты вращения двигателя постоянного тока в режимах разгона, выбега и электродинамического торможения. Проведен анализ величины пульсаций тока якоря и влияние на нее частоты коммутации при использовании модернизированной схемы импульсного регулирования.

Научная новизна: Разработаны новые имитационные модели, которые позволяют проводить исследования электромеханических процессов тягового электропривода в различных схемах импульсного регулирования.

Практическая значимость Разработана усовершенствованная схема импульсного регулирования двигателя постоянного тока последовательного возбуждения. Проведено усовершенствование схемы импульсного регулирования двигателя постоянного тока последовательного возбуждения за счет введения в схему импульсного регулятора диода, шунтирующего обмотку возбуждения, что позволяет снизить скорость затухания тока в обмотке возбуждения и использовать режим электродинамического торможения при самовозбуждении электродвигателя. Предложенное схемное решение позволяет избежать применения дополнительных независимых источников тока, упростить техническую реализацию и уменьшить расходы.

Ключевые слова: Импульсное регулирование, серийный электродвигатель, последовательное возбуждение, имитационная модель

Andrienko P. D.¹, Shilo S. I.², Kaplienko O. O.³

¹Doctor of Engineering Sciences, Prof., Zaporizhzhya National Technical University, Ukraine

²Senior lecturer, Zaporizhzhya National Technical University, Ukraine

³Senior lecturer, Zaporizhzhya National Technical University, Ukraine

RESEARCH OF SUCCESSIVE EXCITATION ELECTRIC MOTOR DYNAMIC MODES WITH PULSED SCHEMES OF THE ELECTRIC DRIVE REGULATION

Purpose: The purpose of the work is to research the dynamics of DC motor of series excitation with pulse speed control and determine the possibility of the drive circuit simplification.

Research methods: With the help of simulation and analytical methods of calculation techniques developed a simulation model, identified the advantages of using a modernized impulse control scheme.

The obtained results: The modernized scheme of series excitation DC current motor pulse control is designed. For the proposed and existing pulse regulation schemes the models are developed; they help to investigate the electromechanical processes of electric drive in these schemes and to perform the comparative analysis. The results of the modernized DC

motor speed impulse control scheme investigation in the acceleration mode, overrun and electro-dynamic braking are given.

Scientific novelty: Developed advanced pulse regulating sequential excitation DC motor scheme. For existing and proposed schemes impulse regulation developed models that allow study of electromechanical processes in electric drive for existing and proposed impulse control schemes.

The practical significance: It is shown that the addition of a shunt field winding diode to pulsed regulator scheme reducing the rate of current decay in the winding. It is determined that the proposed upgrade allows to use electro-dynamic braking mode at the motor self-excitation. The proposed scheme design avoids the use of additional independent power sources and simplify the technical implementation and reduce costs.

Keywords: pulse control, the electric motor of series excitation, series excitation, simulation model

REFERENCES

1. Metel's'kij V. P., Elektrichni mashini ta mikromashini. Zaporizhzhja, ZNTU, 2005, 616 s.
2. Glazenko T. A. Poluprovodnikovye preobrazovateli v jelektroprivodah postojannogo toka. Saint Petersburg, Jenergija, 1973, 304 s.
3. Andrienko P. D., Kaplienko A. O., Shilo S. I., Nemudryj I. Yu. Issledovanie rezhimov tormozheniya v sisteme impul'snogo regulirovaniya seriesnogo e'lektroprivigatelya, *Elektrotexnika ta elektroenergetika*, 2007, No 2, pp. 11–14.
4. German-Galkin S. G. Silovaja jelektronika: Laboratornye raboty na PK. Saint Petersburg, Uchitel' i uchenik, Korona-print, 2002, 304 s.
5. German-Galkin S. G., Kardonov G. A. Jelektricheskie mashiny: Laboratornye raboty na PK, Saint Petersburg, Uchitel' i uchenik, Korona-print, 2003, 256 s.
6. German-Galkin S. G. Komp'juternoe modelirovanie poluprovodnikovyh sistem, Saint Petersburg, Uchitel' i uchenik, Korona-print, 2001, 319 s.
7. Perl'muter V. M., Sidorenko V. A. Sistemy upravlenija tiristornymi jelektroprivodami postojannogo toka, Moscow, Jenergoatomizdat, 1988, 304 s.
8. Pegov D. V., Burcev P. V., Andreev V. E. Rukovodstvo po ustrojstvu jelektropoezdov JeT2, JeR2T, JeD2T, JeT2M, Moscow, Centr kommercheskih razrabotok, 2003, 184 s.

II. ЕЛЕКТРОЕНЕРГЕТИКА

УДК 621.316.925

Ніценко В. В.¹, Кулагін Д. О.², Махлін П. В.³¹Інженер СРЗАР ВП ДП «НЕК «Укренерго» Дніпровська ЕС, Запоріжжя, Україна²Канд. техн. наук, професор кафедри ЕПП ЗНТУ, Запоріжжя, Україна³Канд. техн. наук, доцент кафедри ЕПП ЗНТУ, Запоріжжя, Україна**ДОСЛІДЖЕННЯ ПОХИБОК ТРАНСФОРМАТОРІВ СТРУМУ У СИСТЕМАХ РЕЛЕЙНОГО ЗАХИСТУ В УСТАЛЕНИХ ТА ПЕРЕХІДНИХ РЕЖИМАХ ЕНЕРГОСИСТЕМИ**

Мета роботи. Визначення максимальних величин струмових та кутових похибок трансформаторів струму та характеру їх зміни в усталених та перехідних режимах енергосистеми, за яких можливий вихід величин похибок за межі діапазону нормованих значень, а також у порівнянні ступеня зміни струмових та кутових похибок трансформаторів струму, призначених для живлення вторинних кіл пристроїв релейного захисту, за цих режимів.

Методи досліджень. Дослідження проведено шляхом застосування методу імітаційного моделювання та візуалізації на ПВМ функціонування трансформатора струму, призначеного для живлення вторинних кіл пристроїв релейного захисту, в усталених та перехідних режимах енергосистеми та за різних умов його експлуатації.

Отримані результати. Авторами було визначено у відсотковому співвідношенні максимальні струмові та кутові похибки трансформації первинного струму до вторинного кола трансформатора струму, які обумовлені наявністю струму намагнічування та активних втрат в магнітній системі досліджуваного трансформатора струму, виконано їх порівняння, а також зроблені висновки щодо їх зміни в усталених та перехідних режимах, зокрема, встановлено той факт, що струмові похибки в аварійних режимах змінюються в значно більшому ступені, ніж кутові та за певних умов можуть виходити за межі нормованих державними стандартами значень.

Наукова новизна. Авторами було розроблено сучасний метод дослідження струмових та кутових похибок трансформаторів струму, призначених для живлення вторинних кіл пристроїв релейного захисту, заснований на використанні комп'ютерної моделі ідеального трансформатора струму з лінійною безгістерезисною характеристикою намагнічування, що має подібні характеристики та параметри первинного і вторинного кола з досліджуванним реальним трансформатором струму.

Практична значимість. Отримані результати можуть бути використанні при визначенні оптимальних умов експлуатації трансформаторів струму та розробці нових принципів виконання вимірювальних та логічних органів пристроїв релейного захисту елементів електричних станцій та мереж, зокрема, було зроблено висновки про те, що для забезпечення більш чутливого та селективного захисту можуть бути використані пристрої, що за принципом своєї дії реагують лише на фазні співвідношення між струмами трансформаторів струму приєднань, які мають бути відлаштовані лише від кутових похибок вимірювань.

Ключові слова: трансформатор струму, струмова похибка, кутова похибка, релейний захист, аварійний режим.

1 ВСТУП

Вимірювальні трансформатори струму (ТС) є основними давачами інформації щодо абсолютної величини та фази первинного струму електричної мережі (ЕМ) для вимірювальних пристроїв, пристроїв обліку електричної енергії, а також для пристроїв релейного захисту (РЗ), системної та протиаварійної автоматики, автоматичних систем керування, моніторингу, реєстрації, тощо. Точність роботи ТС, що призначені для живлення пристроїв РЗ, в аварійних режимах роботи визначається їх максимально допустимою похибкою, що має місце при трансформації первинного струму у вторинне коло ТС та обумовлена наявністю струму намагнічування і активних втрат в магнітній системі ТС, [1, 3, 4, 5, 8]. Величи-

ни допустимих похибок ТС нормуються відповідно до вимог [2, 6], та для забезпечення селективної і надійної роботи більшості пристроїв РЗ не повинні перевищувати більш як 10% в аварійних режимах ЕМ, [6].

Вибір типу та технічних характеристик ТС для застосування у вимірювальних струмових колах різних типів пристроїв РЗ та наступна експлуатація цих ТС має надто відповідальний характер з точки зору забезпечення правильної дії зазначених пристроїв при коротких замиканнях (КЗ) у межах зони, що захищається ними, та поза її межами. Визначення параметрів спрацювання деяких типів пристроїв РЗ (диференційний захист ліній електропередачі, трансформаторів, реакторів, шин, генераторів і т.д.), які реагують на різницю векторних величин струмів, вимірних ТС, до вторинних кіл яких підключено захист,

здійснюється за умови відлаштування їх дії від струму небалансу у диференційному колі захисту, що перш за все обумовлений відмінністю похибок цих ТС, [3, 4, 8, 9]. За різних умов та режимів експлуатації ТС їх похибки змінюються нелінійно в залежності від інтенсивності впливу ряду факторів ЕМ та параметрів її режиму роботи, [1, 5, 9], причому для ТС, які мають відмінні характеристики намагнічування, їх похибки змінюються неоднаково, що особливо стає помітним при значних кратностях первинного струму КЗ та призводить до збільшення струму небалансу, від максимальної величини якого має бути відлаштований захист, виконаний на диференційному принципі, [4, 6]. Через це, відповідно до [2, 6], встановлюються вимоги щодо однотипності ТС, які застосовуються у колах організації схем диференційних захистів. При цьому виконання цих вимог повною мірою не може бути забезпечене, що пов'язано з труднощами вибору таких ТС, що мають досить схожі між собою криві намагнічування, а це в свою чергу призводить до появи похибок та необхідності закруглення комплекту диференційного РЗ або виконання спеціальних заходів щодо забезпечення його достатньої чутливості відповідно до вимог [6, 7]. Найбільшого впливу на роботу пристроїв диференційного РЗ завдає саме струмова похибка трансформації первинного струму, яка не повинна перевищувати 10%, відповідно до вимог [2, 6]. Кутова похибка, відповідно до [1, 2], не нормується та враховується лише при забезпеченні селективної дії окремих типів РЗ, що здійснюють вимірювання фаз первинних струмів приєднань та їх порівняння між собою (наприклад диференційно-фазний захист повітряних ліній електропередачі). Відповідно до [1, 5, 9], струмові похибки ТС в аварійних режимах роботи енергосистеми зростають в значно більшому ступені ніж їх кутові похибки та в перехідних режимах КЗ за найбільш несприятливих умов (з максимальною за величиною аперіодичною складовою первинного струму та тривалим часом її затухання) струмова похибка ТС може досягати майже 81–90%, у той час як їх кутова похибка не перевищує 46–50°, що у відсотковому співвідношенні складає близько 25–28%.

2 АКТУАЛЬНІСТЬ ДОСЛІДЖЕННЯ

Проведення дослідження роботи ТС, які застосовуються для живлення струмових кіл пристроїв РЗ, в усталених та перехідних режимах енергосистеми є актуальним з точки зору визначення оптимальних показників та режимів їх роботи, за яких похибки трансформації первинного струму ТС не перевищуватимуть встановлених у [2, 6] величин за умови забезпечення правильного функціонування пристроїв РЗ, що підключені до вторинних кіл ТС. Також проведення дослідження має на меті виявити ступінь зміни похибок ТС в залежності від зміни параметрів їх первинних та вторинних кіл, визначити у відносних одиницях різницю між струмовими та кутовими похибками ТС в аварійних режимах енергосистеми, а також необхідність розробки пристроїв РЗ, що за принципом своєї дії є менш залежними від впливу похибок ТС.

3 МЕТА ПРОВЕДЕННЯ ДОСЛІДЖЕННЯ

Мета проведення дослідження полягає у визначенні максимальних величин струмових та кутових похибок ТС та характеру їх зміни в усталених та перехідних режимах енергосистеми, за яких можливий вихід величин похибок за межі діапазону нормованих значень, а також у порівнянні ступеня зміни струмових та кутових похибок ТС, призначених для живлення вторинних кіл пристроїв РЗ, за цих режимів.

4 МАТЕРІАЛИ ТА МЕТОДИ ПРОВЕДЕННЯ ДОСЛІДЖЕНЬ ЗМІНИ СТРУМОВИХ ТА КУТОВИХ ПОХИБОК ТС В АВАРІЙНИХ РЕЖИМАХ

4.1 Характеристика методу та об'єкту дослідження

Для дослідження зміни струмових та кутових похибок ТС авторами проведено моделювання роботи ТС за різних режимів енергосистеми, параметрів його первинного та вторинного кола.

Для проведення моделювання авторами було розроблено та застосовано спосіб наближеної оцінки похибок трансформації ТС, що дозволяє відтворити реальний режим роботи ТС в електроустановках ЕМ та заснований на застосуванні моделі ідеального ТС з заданими параметрами, тобто такого ТС, що працює з нульовою похибкою трансформації первинного струму у вторинну обмотку, дослідженні моделі та її зіставленні з моделлю обраного реального ТС з задалегідь відомими технічними характеристиками, визначеними заводом-виробником. Процес трансформації струму з первинної електромережі до вторинного кола ТС в усталених та перехідних режимах, описується рівняннями, що приведені в [11], на основі яких авторами створені моделі реального та ідеального ТС. Розроблений авторами спосіб дослідження струмових та кутових похибок ТС відповідає основним принципам функціонування ТС в усталених та перехідних режимах роботи ЕМ.

Розглянемо більш детально запропонований авторами спосіб наближеної оцінки струмових та кутових похибок ТС з застосуванням моделі ідеального ТС, який має однакові характеристики з обраним для дослідження ТС та працює з нульовою похибкою трансформації струму (має прямолінійну криву намагнічування).

У якості ТС, що досліджується авторами було обрано сучасний ТС з елегазовою ізоляцією типу **ТОГ-170-II-U1**, що на сьогоднішній день впроваджується в експлуатацію при реконструкції діючих енергетичних об'єктів та будівництві нових і за принципом своєї дії є аналогом застарілих масляних ТС типу ТФЗМ-150 У1 і т.п. Відповідно до наданої заводом-виробником (КО «Запорізький завод високовольтної апаратури») інформації, обраний для дослідження ТС має наступні технічні характеристики: $U_H = 150$ кВ, $I_{1ном} = 1200$ А, $I_{2ном} = 1$ А $K_{ном} = 20$,

$S_{2ном} = 50 \text{ VA}$. Зовнішній вигляд та схема заміщення електричного трансформатора струму типу ТОГ-170-II-U1 приведені на рис. 1 та рис. 2 відповідно, [12].

Для відтворення кривої намагнічування ТС, що досліджується, було застосовано кусково-лінійну апроксимацію безгістерезисної кривої намагнічування трьома прямолінійними відрізками, що характеризують роботу ТС в режимі з ненасиченим осердям, в близькому до наси-

чення режимі та за глибокого насичення магнітопроводу ТС. Наявність залишкової індукції в магнітній системі ТС, що досліджується, при моделюванні його роботи за різних режимів роботи ЕМ не враховувалась. Залежність величини навантаження вторинного кола релеїної обмотки (класу 10P) ТОГ-170-II-U1 від граничної кратності первинного струму КЗ та її вольт-амперна характеристика (ВАХ) приведені на рис. 3 та рис. 4 відповідно.



Рисунок 1 – Зовнішній вигляд однієї фази трансформатора струму типу ТОГ-170-II-I

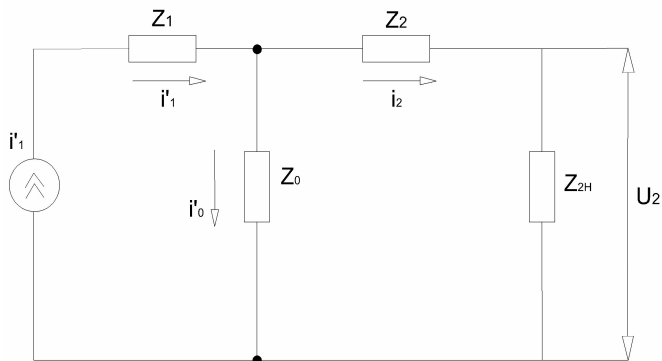


Рисунок 2 – Схема заміщення трансформатора струму типу ТОГ-170-II-I, який досліджується у статті

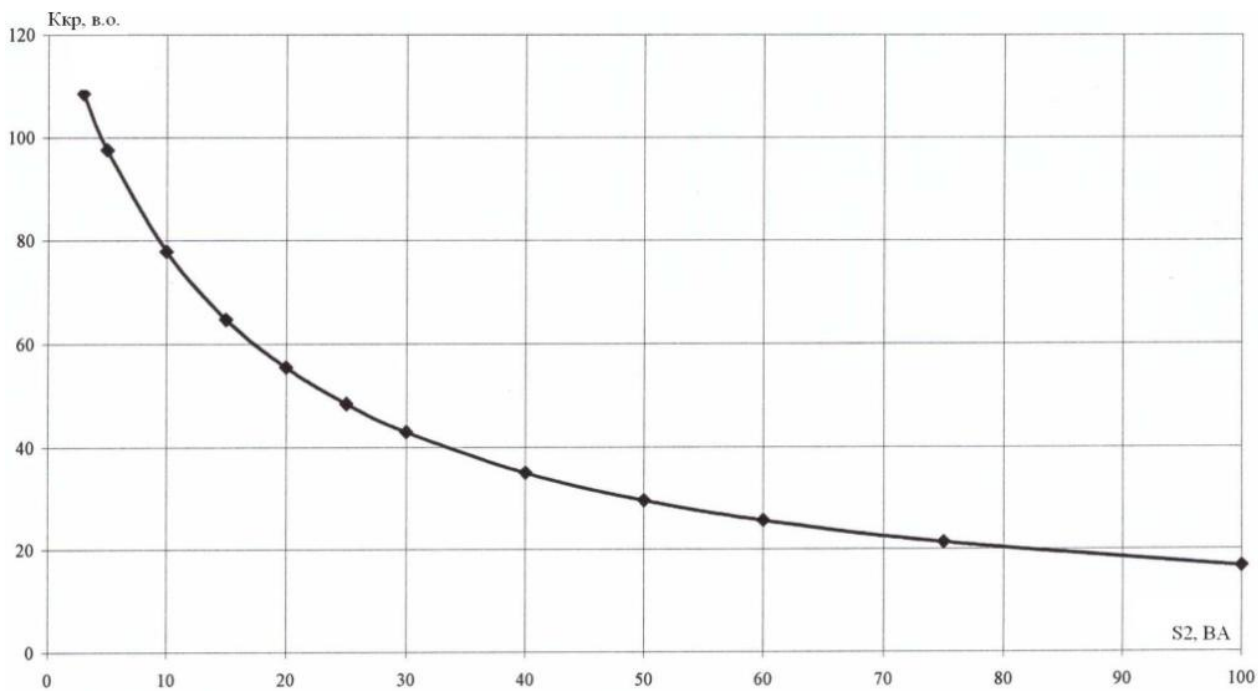


Рисунок 3 – Характеристика залежності величини навантаження вторинної обмотки класу 10P ТС типу ТОГ-170-II-U1 від граничної кратності первинного струму КЗ

У табл. 1 наведені дослідні дані, на основі яких була побудована ВАХ ТС, що досліджується.

4.2 Технічна характеристика функціональної моделі та режимів роботи ЕМ для проведення дослідження

Однолінійна принципова схема підключення ідеального ТС та ТС, що досліджується, до первинної ЕМ напругою 150 кВ для визначення струмових та кутових похибок ТС приведена на рис. 5.

ТС, що досліджується, та ідеальний ТС, як показано на рис. 5, підключено зустрічно послідовно на різницю струмів i_{21} та i_{22} у розріз фазному провіднику ЕМ на

напругу $\frac{150}{\sqrt{3}}$ кВ (86,7 кВ). Вторинні обмотки обох ТС замкнуті на активно-індуктивне навантаження $z_{21} = z_{22} = (r_2 + jx_2)$ з $\cos\varphi=0,8$. До виводів первинних обмоток ТС (i_{1ex}, i_{1inx}), як зображено на рис. 5 та рис. 6, підключене деяке навантаження, величина та характер якого змінюються в залежності від режиму роботи ЕМ, що досліджується.

Робота обраного ТС була досліджена в наступних режимах ЕМ та за наступних умов:

- усталений режим КЗ з кратністю первинного струму КЗ у межах $K_{кр} = (10 \div 40)$ при номінальному завантаженні вторинних кіл ТС ($z_2=50$ Ом, $\cos\varphi=0,8$);
- перехідний режим КЗ з кратністю первинного струму КЗ у межах $K_{кр} = (10 \div 40)$, з максимальною за абсолютною величиною аперіодичною складовою первинного струму КЗ ($i_{1a} = |I_{1max}|$) та постійною часу її затухання $T_a=1$ с при номінальному завантаженні вторинних кіл ТС ($z_2=50$ Ом, $\cos\varphi=0,8$);
- однофазний кидок струму намагнічування силового трансформатора, підключеного до ЕМ, що досліджується, який у 5–8 разів перевищує його номінальний струм при номінальному завантаженні вторинних кіл ТС ($z_2=50$ Ом, $\cos\varphi=0,8$);
- усталений режим КЗ з номінальною граничною кратністю первинного струму ($K_{кр} = 20$) при номінальному завантаженні вторинних кіл ТС ($z_2=50$ Ом, $\cos\varphi=0,8$), при перевищенні допустимого завантаження вторинних кіл ТС на 50%, 100% та 200%.

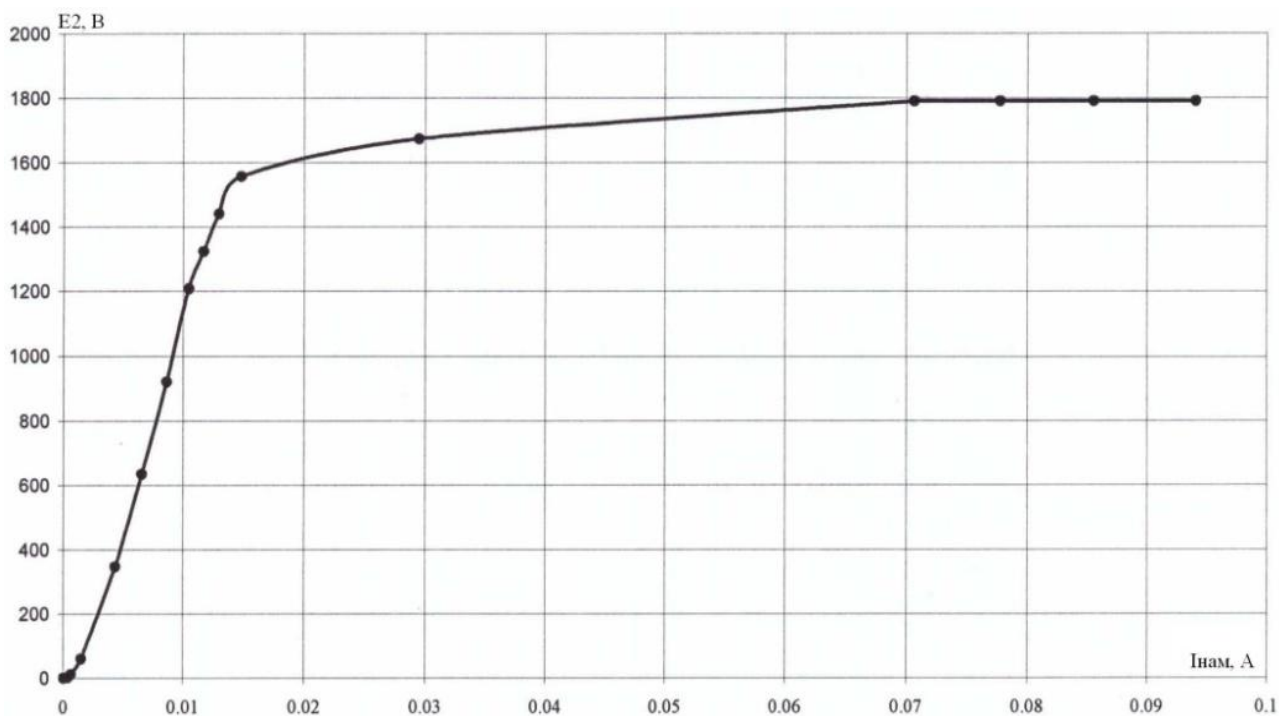


Рисунок 4 – ВАХ обмотки класу 10P ТС типу ТОГ-170-II-I

Таблиця 1 – Дослідні дані, що використані для побудови ВАХ ТОГ-170-II-I У1

E ₂ , В	50	370	620	920	1200	1300	1430	1550	1650	1800	1810
I _{нам} , А	0,002	0,005	0,0075	0,009	0,01	0,012	0,014	0,016	0,03	0,071	0,1

Вищезазначені режими не є нормальними експлуатаційними режимами ТС, що досліджується, проте вони можуть виникати за тих чи інших умов його експлуатації, зокрема при порушенні вимог щодо його експлуатації в ЕМ з заданими параметрами режиму. При цьому похибки трансформації первинного струму ТС за рахунок насичення його магнітної системи у вказаних режимах значно зростають. Основною причиною насичення релейного керну ТС у першому із режимів, для яких було проведено дослідження його роботи, є перевищення граничної кратності первинного струму КЗ, встановленої для даного типу ТС, що може мати місце внаслідок підвищення рівнів струмів КЗ, обумовлених зміною режиму роботи ЕМ, у якій застосовується ТС, та не виконанні при цьому своєчасної заміни даного ТС (не приведення у відповідність новим розрахунковим струмам КЗ його характеристик) або ж може виявитись результатом різкого зниження ВАХ ТС та зміни крутизни кривої ВАХ, що є наслідком появи виткових замикань у вторинній обмотці ТС. Причиною насичення ТС за другого та третього режимів моделювання його роботи може виявитись вплив аперіодичної складової первинного струму, яка може досягати абсолютних значень, характерних амплітудним величинам періодичних струмів КЗ та обумовлювати при цьому наявність безструмових пауз та відсутність зворотних напівхвиль первинного струму. У такому випадку трансформація спотвореного аперіодичною складовою первинного струму значно погіршується внаслідок глибокого насичення магнітної системи ТС,

що призводить до виникнення значних похибок. Перевищення допустимого завантаження вторинних кіл ТС, що використовуються для підключення РЗ, також може мати місце у процесі експлуатації ТС, що є наслідком неправильного виконання розрахунку завантаження вторинних кіл ТС або відсутності даного розрахунку у разі проведення їх повної реконструкції або підключенні нових пристроїв до існуючих кіл, що, як наслідок, також призводить до насичення ТС та його роботи в номінальному режимі з підвищеними похибками, які при виникненні КЗ значно збільшуються та можуть виявитись причиною надлишкових спрацювань деяких пристроїв РЗ елементів ЕМ. Вибір для проведення дослідження роботи ТС зазначених режимів, які фактично не відповідають умовам його нормальної експлуатації, обумовлений перш за все необхідністю досягнення поставленої у статті мети – можливості проведення дослідження динаміки зміни струмових та кутових похибок ТС, призначеного для живлення пристроїв РЗ, які при виконанні всіх вимог до експлуатації ТС не перевищуватимуть встановлених нормативами значень, що унеможливило б проведення їх запланованих у статті досліджень. Крім того, варто відзначити, що від умов роботи ТС у різних режимах залежить правильне функціонування пристроїв РЗ, підключених до їх вторинних кіл, і саме врахування вищезазначених режимів надає змогу проаналізувати та прогнозувати реакцію цих пристроїв при виникненні досліджуваних режимів та зробити висновки щодо їх принципу виконання з урахуванням умови відлаштування від впливу підвищених похибок ТС.

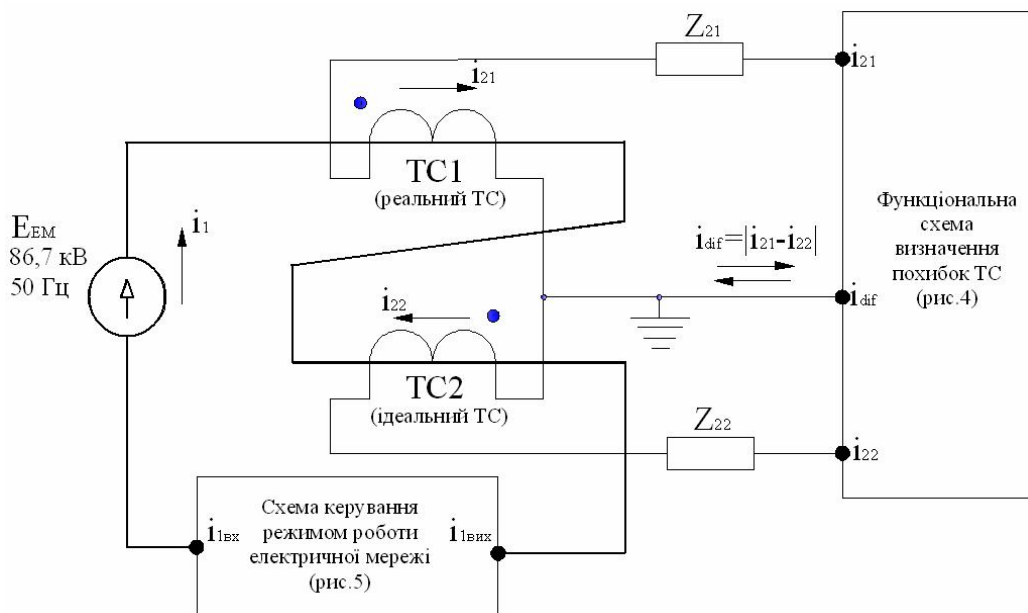


Рисунок 5 – Принципова однолінійна схема підключення ТС до первинної ЕМ: i_1 – первинний струм ЕМ; – вторинні струми ТС, що досліджується, та ідеального ТС відповідно; i_{dif} – диференційний струм ТС; z_{21}, z_{22} – вторинні навантаження ТС, що досліджується, та ідеального ТС відповідно

Як показано на рис. 6, кожному режиму відповідають визначені значення параметрів активного опору (R_1, R_2, R_3, R_4) та індуктивності (L_1, L_2, L_3, L_4) ЕМ з розрахунку забезпечення кратності первинного струму КЗ: $K_{кр} = 10; 20; 30; 40$; та кидку струму намагнічування $K_{кр} = 5; 6; 7; 8$. Перемикання у схемі, метою яких є зміна поточного режиму роботи ЕМ, здійснюються за допомогою перемикачів SA1-SA4, що замикаються на час, необхідний для визначення відносних значень похибок ТС, що досліджується.

Функціональна схема визначення струмових та кутових похибок ТС за різних режимів роботи ЕМ приведена на рис. 7.

На виводи схеми i_{21} та i_{22} подані вторинні струми ТС, що досліджується, та ідеального ТС відповідно, вивід схеми i_{dif} призначений для вимірювання диференційного струму ТС (струму небалансу). Схема включає до свого складу кола визначення кутової похибки та струмової похибки ТС у відсотковому значенні. Результуючі

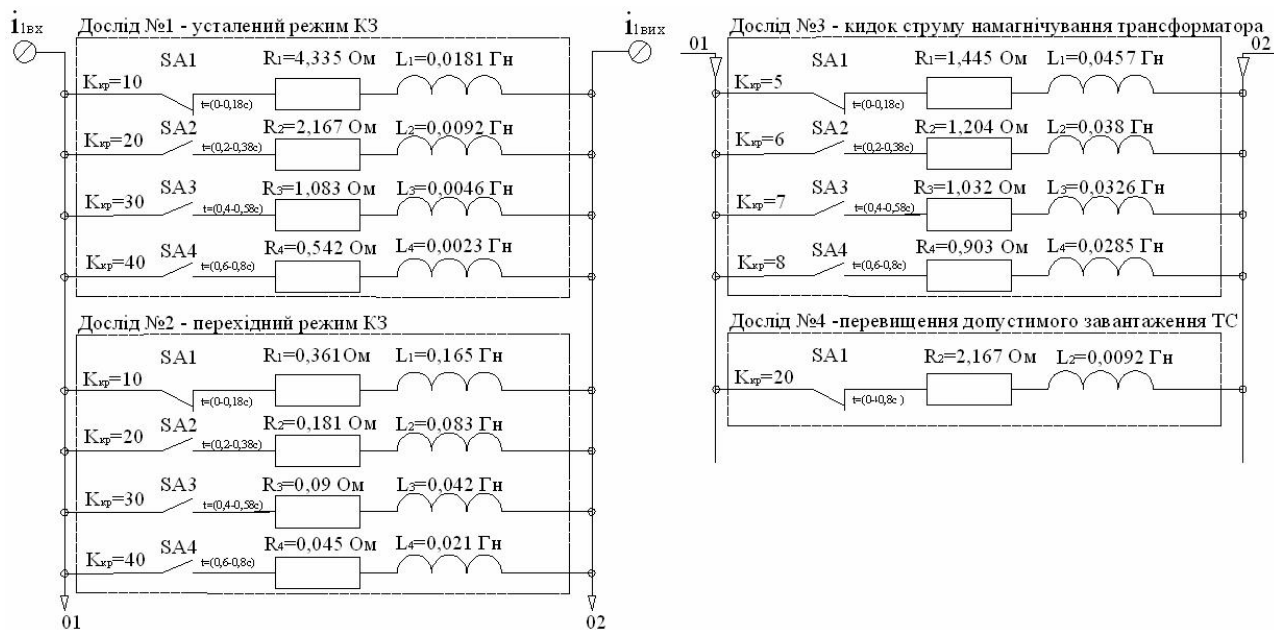


Рисунок 6 – Схема керування режимом роботи ЕМ

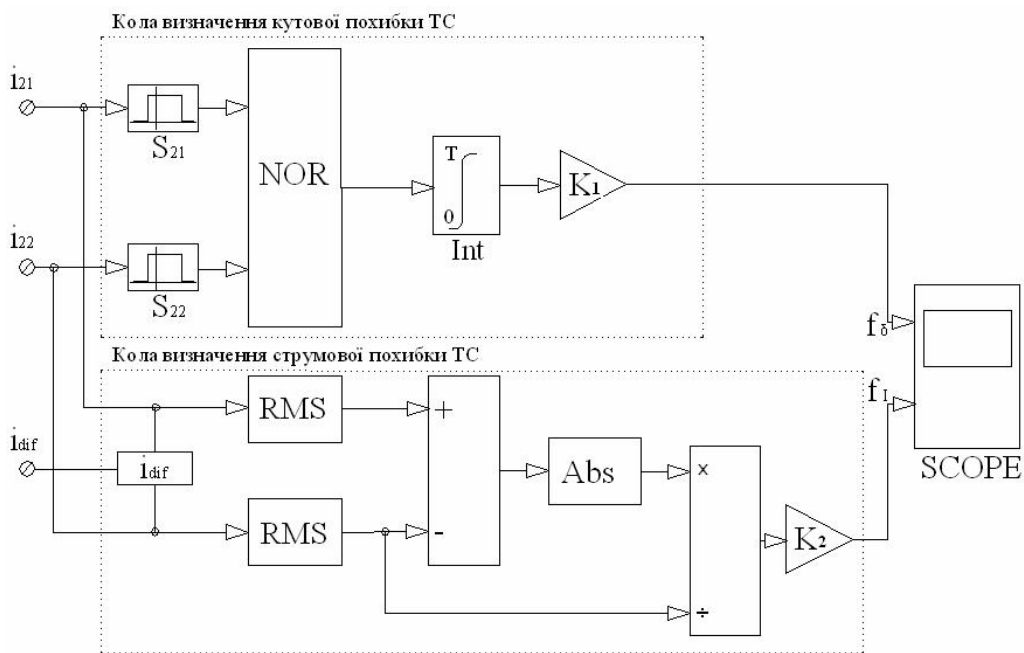


Рисунок 7 – Функціональна схема визначення струмових та кутових похибок ТС у відсотковому співвідношенні

сигнали від обох функціональних кіл схеми фіксуються за допомогою реєструючого пристрою – цифрового осцилографу *SCOPE*. Функціональні блоки кіл схеми визначення кутової похибки ТС S_{21} та S_{22} призначені для перетворення вхідних періодичних сигналів струмів i_{21} та i_{22} в прямокутні імпульси напруги на ділянках їх позитивної полярності. За допомогою блоку логічної операції «НЕ-АБО» *NOR* забезпечується визначення фактичної різниці (похибки) в секундах між фазами струмів i_{21} та i_{22} в момент їх переходу через нуль. Блок інтегратору *Int* виконує функцію перетворення імпульсного сигналу, що подається на його вхід, на інтервалі одного періоду промислової частоти в пікоподібні імпульси напруги, які мають амплітуду, пропорційну тривалості вхідних імпульсів. Шляхом використання коефіцієнту K_1 ($K_1 = \frac{1000 \cdot 18}{180} \cdot 100\%$) забезпечується приведення отриманої в секундах величини кутової похибки ТС до відсоткового значення. Функціональні блоки кіл схеми визначення струмової похибки ТС *RMS* (*RMS current*) забезпечують визначення діючих значень струмів i_{21} та i_{22} за попередній період промислової частоти.

Струмова похибка ТС визначається шляхом застосування математичних операцій відповідно до наступного виразу:

$$\Delta I = \frac{|I_{21} - I_{22}|}{I_{22}} \quad (1)$$

Отримане значення струмової похибки у відносних одиницях приводиться до відсоткового значення шляхом використання коефіцієнту K_2 ($K_2 = 100$).

5. РЕЗУЛЬТАТИ ДОСЛІДЖЕННЯ СТУПЕНЯ ЗМІНИ СТРУМОВИХ ТА КУТОВИХ ПОХИБОК ТС ЗА РІЗНИХ РЕЖИМІВ РОБОТИ ЕМ

На рис. 8–11 приведені осцилограми процесів проведеного авторами дослідження зміни струмових та кутових похибок ТС за різних режимів роботи ЕМ та завантаження вторинного кола ТС. На осцилограмах зафіксовані вторинні струми ТС, що досліджується, та ідеального ТС (1-й вимірювальний канал), кутові похибки ТС, що досліджується (2-й вимірювальний канал) та його струмові похибки (3-й вимірювальний канал) у відсотковому значенні.

В усталеному режимі КЗ, як показано на рис. 8, кутові та струмові похибки ТС зростають пропорційно збільшенню кратності первинного струму.

В перехідному режимі КЗ, як показано на рис. 9, кутові та струмові похибки ТС, що досліджується, досягають максимальних значень в початковий момент виникнення КЗ, перевищуючи при цьому 60%, та поступово зменшуються разом із затуханням аперіодичної складової первинного струму.

При однофазному кидку струму намагнічування силового трансформатора, як це наведено на рис. 10, запізнення фази струму ТС, що досліджується, по відношенню до фази струму ідеального ТС є незначним, тому кутові похибки, як наслідок, не перевищують 5%, у той час як струмові похибки є значно більшими та досягають близько 50%, що обумовлено глибоким насиченням магнітопроводу ТС, що досліджується, при трансформації однополярного струму у вторинну обмотку.

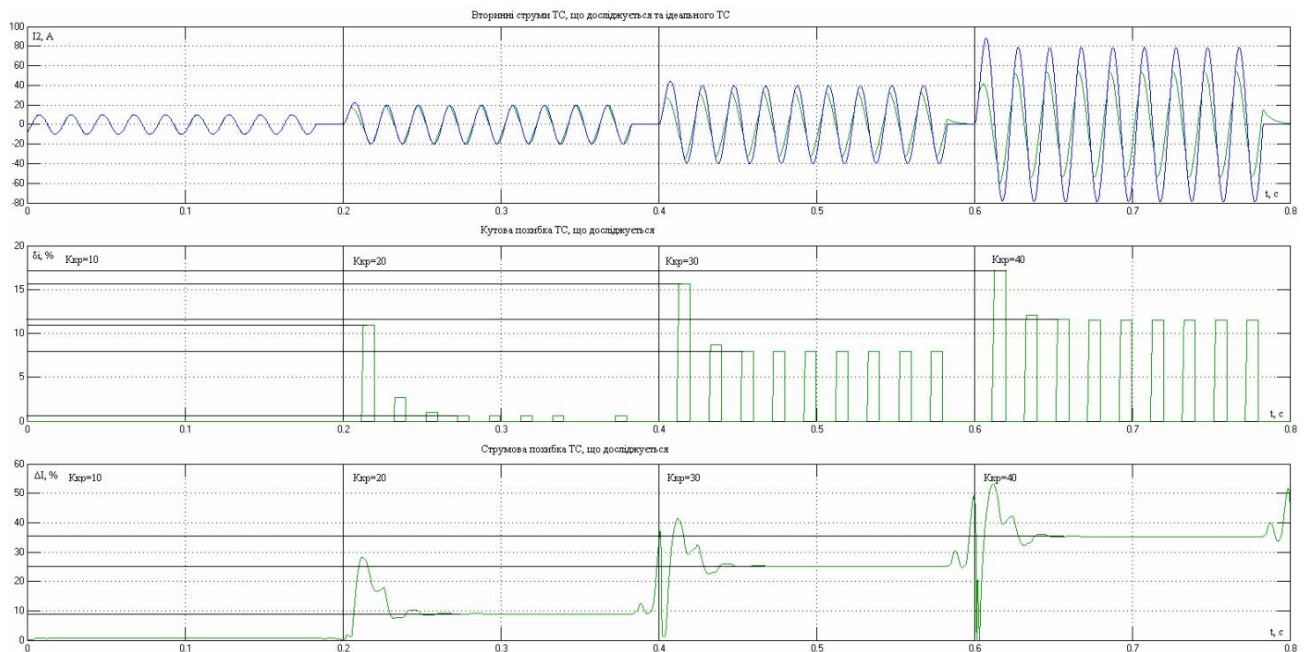


Рисунок 8 – Осцилограма процесу дослідження похибок ТС в усталеному режимі КЗ при кратності струму КЗ у межах $K_{кр} = (10 \div 40)$

При номінальному навантаженні вторинного кола ТС ($z_2=50 \text{ Ом}$) та номінальній кратності первинного струму КЗ ($K_{\text{ном}}=20$), як це показано на рис. 11, його струмова похибка не перевищує допустимих 10%, що відповідає вимогам [2, 6], чим підтверджується той факт, що досліджуваний ТС за даного режиму працює у заданому класі точності (у межах 10% похибки).

Перевищення допустимого навантаження вторинного кола ТС призводить до її збільшення та виходу за межі

нормованих значень. При цьому зростання значень як струмової, так і кутової похибок ТС відбувається пропорційно збільшенню величини вторинного навантаження, що перш за все пояснюється насиченням магнітопроводу ТС та збільшенням його струму намагнічування.

На рис. 12 приведені осцилограми струму небалансу (струму намагнічування ТС, що досліджується) за різних режимів роботи ЕМ та різної величини навантаження вторинного кола ТС в усталеному режимі КЗ.

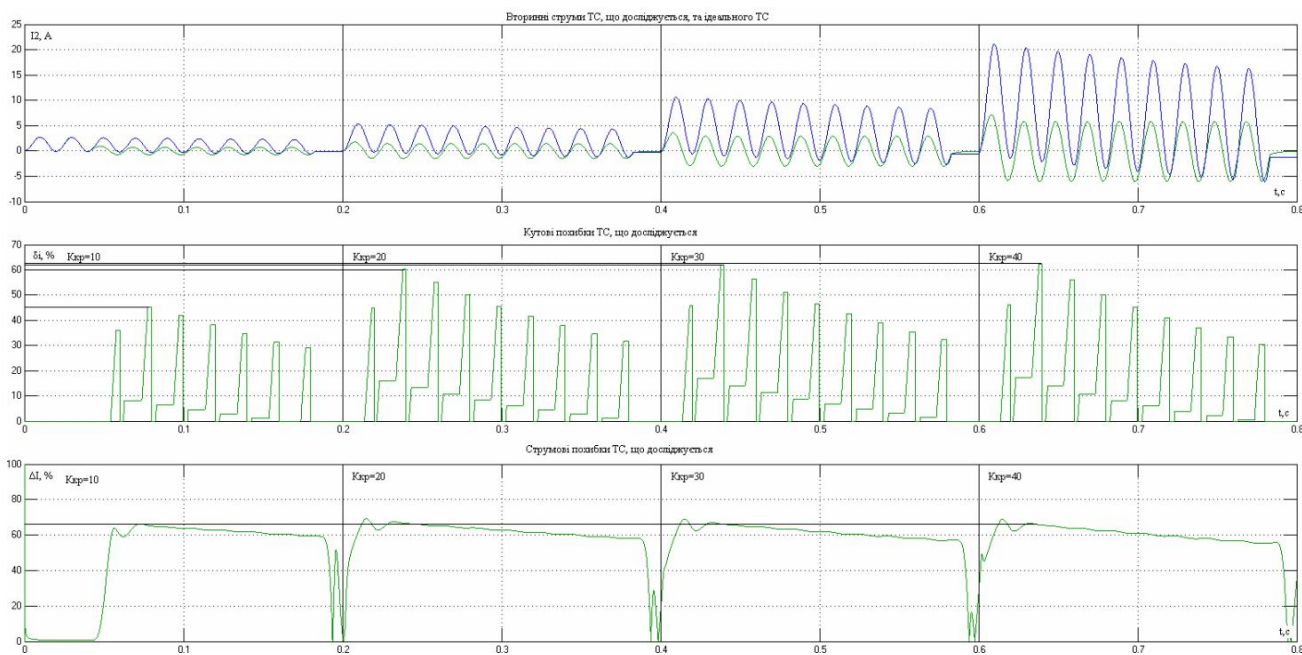


Рисунок 9 – Осцилограма процесу дослідження похибок ТС в перехідному режимі КЗ при кратності струму КЗ у межах $K_{кр} = (10 \div 40)$

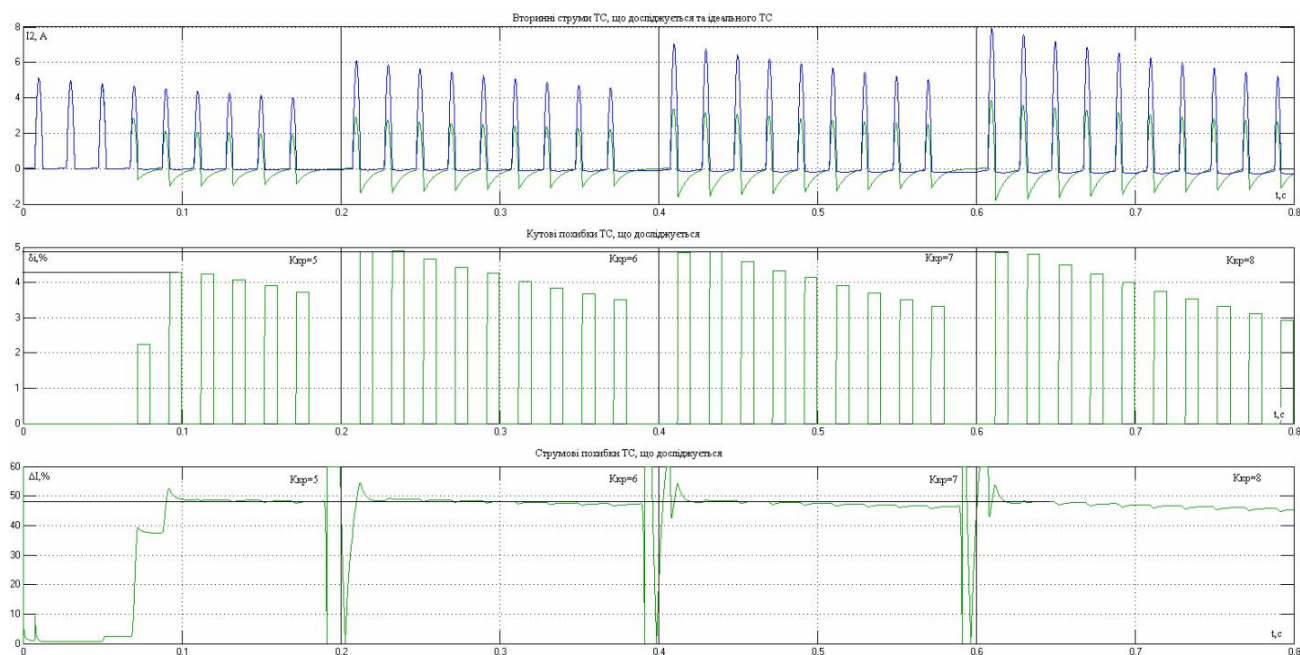


Рисунок 10 – Осцилограма процесу дослідження похибок ТС в режимі однофазного кидку струму намагнічування трансформатора при кратності струму у межах $K_{кр} = (5 \div 8)$

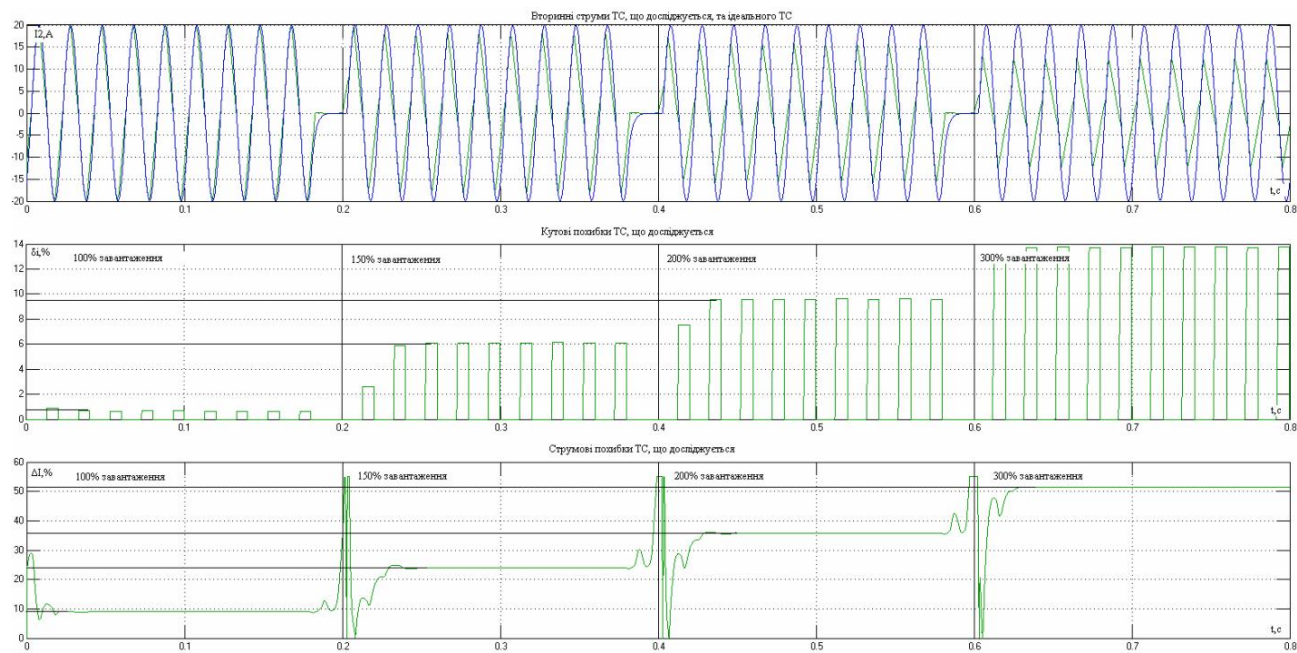


Рисунок 11 – Осцилограма процесу дослідження похибок ТС в усталеному режимі КЗ при номінальній кратності первинного струму та перевищенні допустимого навантаження вторинного кола ТС

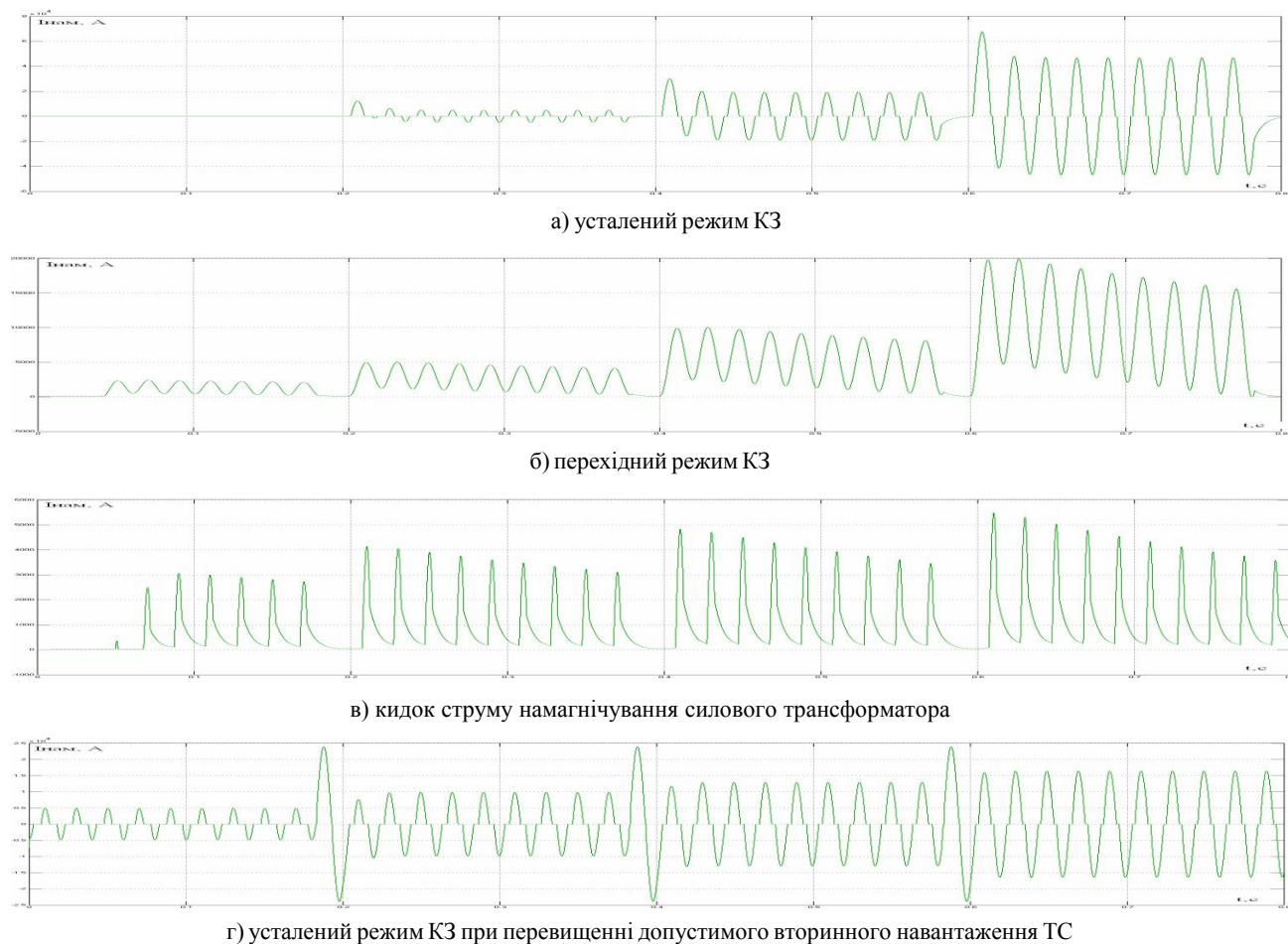


Рисунок 12 – Осцилограми струму небалансу ТС за різних режимів роботи ЕМ та навантаження його вторинного кола

На рис. 13 та рис. 14 приведені криві залежності зміни струмових ΔI та кутових δ_i похибок ТС, що досліджується, від зміни значень параметрів його первинного та вторинного кола відповідно. За наведеними кривими можна зробити висновок, що струмові похибки в усталених та перехідних режимах ЕМ змінюються в значно більшому ступені ніж кутові похибки. Найбільших за абсолютною величиною значень струмові та кутові похибки досягатимуть у перехідних режимах КЗ з максимальною за величиною аперіодичною складовою первинного струму та тривалим часом її затухання. За цих умов, в залеж-

ності від величини кратності первинного струму КЗ, значення струмової та кутової похибки ТС у початковий момент виникнення КЗ можуть перевищувати 60%, що підтверджується кривими ΔI_2 та δ_{i2} на рис. 13, проте разом із затуханням перехідного процесу КЗ відбуватиметься різке зменшення кутових похибок ТС, як це наведено на рис. 15, у той час як зменшення струмових похибок відбувається набагато повільніше. В усталеному режимі КЗ та при однофазному кидку струму намагнічування силового трансформатора струмові похибки ТС в декілька разів можуть перевищувати його кутові похибки, що підтверджується кривими $\Delta I_1, \delta_{i1}, \Delta I_3, \delta_{i3}, \Delta I_4, \delta_{i4}$.

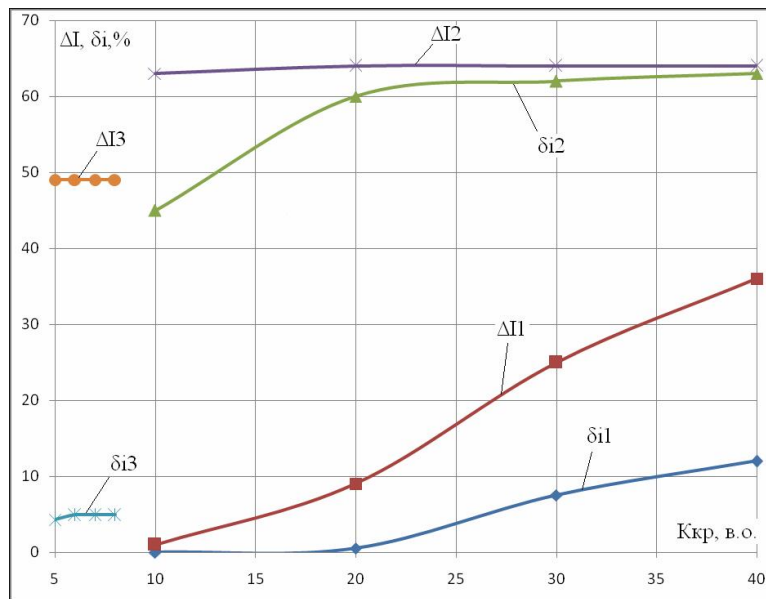


Рисунок 13 – Криві залежності зміни струмових та кутових похибок ТС, що досліджується, від зміни значень параметрів його первинного кола в усталеному ($\Delta I_1, \delta_{i1}$), перехідному ($\Delta I_2, \delta_{i2}$) режимах КЗ та в режимі однофазного кидка струму намагнічування силового трансформатора ($\Delta I_3, \delta_{i3}$).

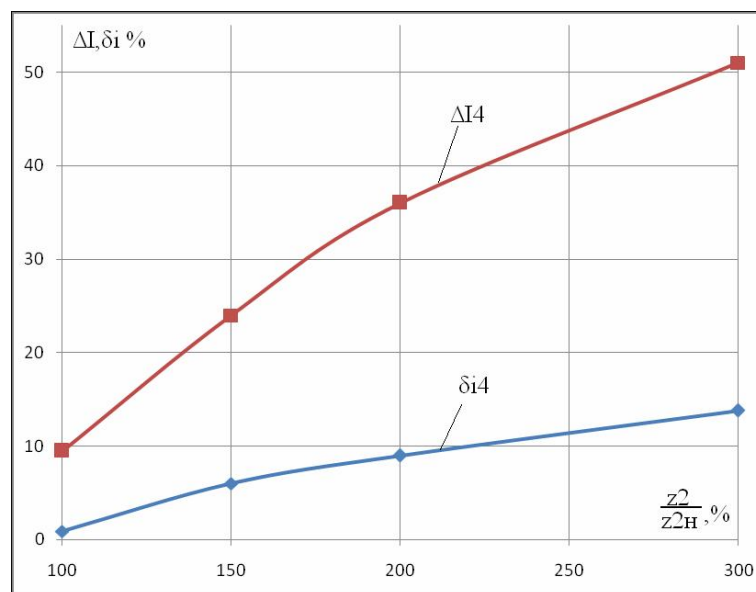


Рисунок 14 – Криві залежності зміни струмових ΔI_4 та кутових δ_{i4} похибок ТС, що досліджується, від зміни величини завантаження його вторинного кола в усталеному режимі КЗ за номінальної кратності струму КЗ

6. ВИСНОВКИ

У статті авторами було проведено дослідження зміни струмових та кутових похибок ТС, що призначений для живлення струмових кіл РЗ, в усталеному та перехідному режимах КЗ, в режимі однофазного кидку струму намагнічування силового трансформатора, підключеного до ЕМ, та в усталеному режимі КЗ з номінальною кратністю первинного струму та перевищенні допустимого вторинного завантаження ТС. Розроблена авторами методика може бути застосована для проведення дослідження роботи релейних кернів ТС, для яких є характерною 10-ти відсоткова гранична повна похибка трансформації струму, незалежно від номінальної потужності та виду кривої ВАХ останніх. Для дослідження вимірювальних малопотужних кернів ТС, що мають більш високі класи точності, розроблена методика не може бути використана, оскільки останні призначені для функціонування підключених до них вимірювальних пристроїв та пристроїв обліку лише за нормальних режимів ЕМ, у той час як пристрої РЗ, підключені до релейних кернів ТС, працюють лише за виникнення аварійних умов.

Для дослідження був обраний сучасний ТС з елегазовою ізоляцією типу **ТОГ-170-II-U1**. Дослідження проводилось шляхом застосування моделі ТС, що досліджується, та моделі ідеального ТС з однаковими технічними характеристиками та параметрами вторинного кола. Авторами були визначені струмові та кутові похибки ТС, що досліджується, за різних режимів ЕМ та завантаження його вторинного кола, було встановлено той факт, що кутові похибки ТС в усталених та перехідних режимах ЕМ змінюються в значно меншому ступені, ніж його струмові похибки, підтвердженням чому є приведені на рис. 13 та рис. 14 криві. В перехідному режимі КЗ, за максимального значення аперіодичної складової первинного струму та тривалого часу її затухання, кутові по-

хибки, подібно до струмових похибок, можуть досягати достатньо високих значень в початковий момент виникнення КЗ (крива d_2 на рис. 13), проте динаміка їх зміни характеризується швидким зменшенням їхніх значень разом із затуханням перехідного процесу, про що свідчать наведені на рис. 15 криві.

Результати проведеного авторами дослідження можуть бути використані при виборі та експлуатації ТС та їх струмових кіл, при визначенні оптимальних режимів їх роботи за умови забезпечення в аварійних режимах нормованих похибок ТС, призначених для живлення пристроїв РЗ, а також можуть бути взяті за основу при створенні пристроїв захисту, що за своїм принципом дії реагують на фазні співвідношення між вторинними струмами різних ТС, до струмових кіл яких підключено захист. Зокрема, до таких типів РЗ належить диференційно-фазний захист (ДФЗ), що на сьогоднішній день застосовується на повітряних лініях електропередачі напругою 110–750 кВ та у перспективі може бути використаний для забезпечення захисту інших елементів електричних станцій та мереж (збірні шини, генератори, трансформатори і т.д.) від всіх видів пошкоджень з абсолютною селективністю і достатньо високою швидкодією, [10].

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Афанасьев В. В. Трансформаторы тока / В. В. Афанасьев, Н. М. Адоньев, В. М. Кибель, И. М. Сирота, Б. С. Стогний – Л.: Энергоатомиздат, 1989. – 416 с.
2. Трансформатори вимірювальні. Частина 1. Трансформатори струму (IEC 60044-1:2003, IDT): ДСТУ IEC 60044-1:2008. — [Чинний від 2010-01-01]. — К.: Держспоживстандарт України, 2010. — 38 с. — (Національний стандарт України).
3. Armando Guzman (2011), «Improvements in Transformer Protection and Control», SEL Journal of Reliable Power: Vol. 2, pp. 1–17 (Eng).

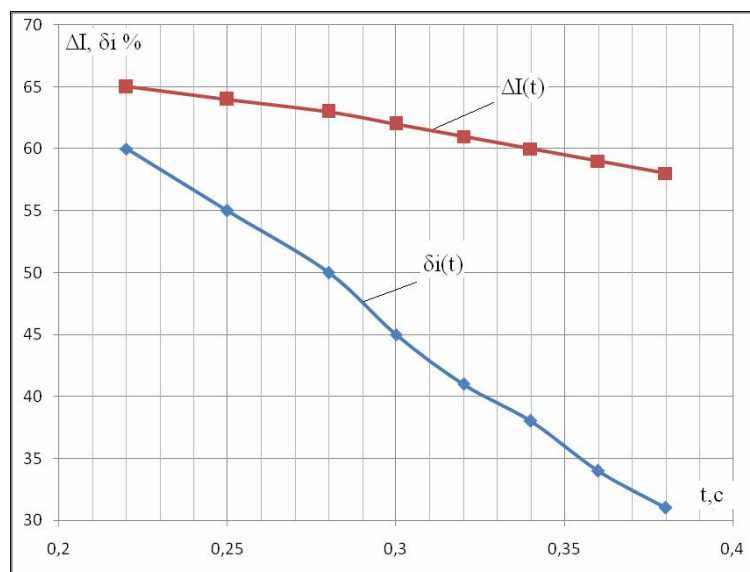


Рисунок 15 – Криві динаміки зміни струмових $\Delta I(t)$ та кутових $\delta_i(t)$ похибок ТС, що досліджується, в перехідному режимі КЗ

4. Michael Thompson (2001), «Secure Application of Transformer Differential Relays for Bus Protection», ELECSAR Engineering and Schweitzer Engineering Laboratories : Vol. 14, pp. 75–93 (Eng).
5. S. E. Zocholl (2012), «Current Transformer Concepts», Journal of Reliable Power : Vol. 5, pp. 31–55 (Eng).
6. Правила устройства электроустановок: Глава 3.2. Релейная защита / Минэнерго Украины. – 7-е изд., перераб. и доп. – Х: Форт, 2009. – 704 с.
7. Технічна експлуатація електричних станцій та мереж. Правила / Мінпаливенерго України. Київ : НТУКЦ, 2003. – 597 с.
8. Федосеев А. М. Релейная защита электроэнергетических систем. Релейная защита сетей: учебное пособие для вузов / А. М. Федосеев. – М: Энергоатомиздат, 1984. – 520 с.
9. Кужеков С. Л. Защита шин электростанций и подстанций / С. Л. Кужеков, В. Я. Синельников. – М: Энергоатомиздат, 1983. – 184 с.
10. Ниценко В. В. Перспективы использования дифференциально-фазного принципа для защиты систем сборных шин распределительных устройств 110–750 кВ / Ниценко В. В., Кулагин Д. А. // Електромеханічні і енергозберігаючі системи. Щоквартальний науково-виробничий журнал. – Кременчук: КрНУ, 2015. – Вип. 3/2015 (31). – С. 158–166.
11. Байков А.И. Математические модели трансформаторов при анализе силовой части электроприводов / Байков А.И. // Труды Нижегородского государственного технического университета им. Р.Е. Алексеева. – Нижний Новгород: НГТУ, 2013. – Вип. 5/2013 (102). – С. 316–327.
12. Андреев В.А. Релейная защита и автоматика систем электроснабжения / В. А. Андреев. – М.: Высш. шк., 2006. – 639 с.

Ниценко В. В.¹, Кулагин Д. А.², Махлин П. В.³

¹Инженер оперативно-расчетной службы релейной защиты и противоаварийной автоматики ГП «НЭК «Укрэнерго» Днепропетровская ЭС, Запорожье, Украина

²Канд. техн. наук, профессор каф. «Электроснабжение промышленных предприятий», ЗНТУ, Запорожье, Украина

³Канд. техн. наук, доцент каф. «Электроснабжение промышленных предприятий», ЗНТУ, Запорожье, Украина
ИССЛЕДОВАНИЕ ПОГРЕШНОСТЕЙ ТРАНСФОРМАТОРОВ ТОКА В СИСТЕМАХ РЕЛЕЙНОЙ ЗАЩИТЫ В УСТАНОВИВШИХСЯ И ПЕРЕХОДНЫХ РЕЖИМАХ ЭНЕРГОСИСТЕМЫ

Цель работы. Определение максимальных значений токовых и угловых погрешностей трансформаторов тока и характера их изменения в установившихся и переходных режимах энергосистемы, при которых возможен выход их погрешностей за пределы диапазона нормируемых значений, а также сравнение степени изменения токовых и угловых погрешностей трансформаторов тока, предназначенных для питания вторичных цепей устройств релейной защиты в этих режимах.

Методы исследований. Исследование проведено путем использования метода имитационного моделирования и визуализации на ЭВМ функционирования трансформатора тока, предназначенного для питания вторичных цепей устройств релейной защиты, в установившихся и переходных режимах энергосистемы и при разных условиях его эксплуатации.

Полученные результаты. Авторами были определены в процентном соотношении максимальные токовые и угловые погрешности трансформации первичного тока во вторичную цепь трансформатора тока, которые обусловлены наличием тока намагничивания и активных потерь в магнитной системе исследуемого трансформатора тока, выполнено их сравнение, а также сделаны выводы относительно их изменения в установившихся и переходных режимах, в частности, установлен тот факт, что токовые погрешности в аварийных режимах изменяются в значительно большей степени, чем угловые и при определенных условиях могут выходить за пределы нормированных государственными стандартами значений.

Научная новизна. Авторами был разработан современный метод исследования токовых и угловых погрешностей трансформаторов тока, предназначенных для питания вторичных цепей устройств релейной защиты, основанный на использовании компьютерной модели идеального трансформатора тока с линейной безгистерезисной кривой намагничивания, которая имеет схожие характеристики и параметры первичной и вторичной цепи с исследуемым реальным трансформатором тока.

Практическая значимость. Полученные результаты могут быть использованы при определении оптимальных условий эксплуатации трансформаторов тока и разработке новых принципов выполнения измерительных и логических органов устройств релейной защиты элементов электрических станций и сетей, в частности, был сделан вывод о том, что для обеспечения более чувствительной и селективной защиты могут быть использованы устройства, которые по принципу своего действия реагируют только лишь на фазные соотношения между токами трансформаторов тока присоединений и должны быть отстроены только от угловых погрешностей измерений.

Ключевые слова: трансформатор тока, токовая погрешность, угловая погрешность, релейная защита, аварийный режим

Nitsenko V. V.¹, Kulagin D. O.², Makhlin P. V.³

¹Engineer of operative and settlement service of relay protection and emergency automatic systems GP «NEC «Ukrenergo» Dniprovsk ES, Zaporozhye, Ukraine

²Ph.D., professor The Department «Power Supply of industrial enterprises», ZNTU, Zaporozhye, Ukraine

³Ph.D., assistant professor The Department «Power Supply of industrial enterprises», ZNTU, Zaporozhye, Ukraine

INVESTIGATION OF ERRORS OF CURRENT TRANSFORMERS IN THE PROTECTION SYSTEMS IN STEADY AND TRANSIENT CONDITIONS OF ENERGY SYSTEM

Purpose. The main idea of the paper is investigation of the maximum values of current and angle errors of the current transformers and the nature of their changes in steady-state and transient power system conditions in which the possible output of errors beyond the normalized range of values, as well as a comparison of the degree of change of current and angle errors of the current transformers for power supply auxiliary wiring devices of relaying protection in these conditions.

Research methods. The authors used the method of simulation and visualization of the current transformer operation of computers, intended for supply of secondary circuits of relay protection devices in steady and transient conditions of supply power system and different operating modes.

The obtained results. The authors defined the percentage of the maximum current and angular error of the primary current transformation to the secondary circuit of the current transformer which are caused by the presence of the magnetizing current and resistive losses in the magnetic system of the test current transformer; their comparison is performed and conclusions are drawn regarding their changes in steady-state and transient conditions, in particular, the fact is established that the current errors in emergency conditions vary to a much greater extent than the angular and under certain conditions may extend beyond the value of the normalized state standards.

Scientific novelty. The authors developed the modern method of investigation of current and angle errors of the current transformers for auxiliary supply of relay protection devices based on the use of a computer model of an ideal current transformer with a linear no hysteresis B-H curve, which has similar characteristics and primary and secondary circuit parameters to study the real transformer current.

Practical significance. The results can be used in researching the optimum operating current transformers conditions and the development of new principles of perform measurement and logical circuits of relaying protection, in particular, it was concluded that in order to provide the more sensitive and selective protection we can use the devices based on the principle of their action to respond only to the phase relation between the currents of the current transformers and connections that have to be rebuilt only from the angle measurement errors.

Keywords: current transformers, current error, angular error, relay protection, emergency condition.

REFERENCES

1. Aphanasiev V. V., Adoniev V. M., Kibel I. M., Sirota I. M., Stogniy B. S. Transformatori toka, Energoatomizdat, Leningrad, 1989, 416 p.
2. Transformatori vimiryuvalni. Chastina 1. Transformatori strumu (IEC 60044-1:2003, IDT): DSTU IEC 60044-1:2008 [Instrumental transformers. Chapter 1. Current transformers (IEC 60044-1:2003, IDT): DSTU IEC 60044-1:2008], (2010), Derzhspozhivstandart Ukraini, Kiiiv, Ukraine.
3. Armando Guzman. Improvements in Transformer Protection and Control, *SEL Journal of Reliable Power*, Vol. 2, 2011, pp. 1–17
4. Michael Thompson. Secure Application of Transformer Differential Relays for Bus Protection, *ELECSAR Engineering and Schweitzer Engineering Laboratories*, Vol. 14, 2001, pp. 75–93.
5. Zocholl S. E. Current Transformer Concepts, *Journal of Reliable Power*, Vol. 5, 2012, pp. 31–55.
6. Pravila ustroystva electroustanovok. Glava 3.2. Releynaya zachita, Fort, Kharkov, Ukraine, 2009.
7. Tehnichna ekspluatatsiya elektrichnih stantsiy ta merezh. Pravila, NTUKTS, Kiiiv, Ukraine, 2003.
8. Fedoseyev A. M. Releynaya zachita electroenergeticheskikh sistem. Releynaya zachita setey, Energoatomizdat, Moscow, 1984, 520 p.
9. Kuzhekov S. L., Sinelnikov V. Y. Zachita shin electrostantsiy i podstantsiy, Energoatomizdat, Moscow, 1983, 184 p.
10. Nitsenko V. V., Kulagin D. O. Prospects differential-phase principle to protect busbar system switchgears 110-750 kV, *Electromechanicheskie i energosberigaushie sistemi*, 2015, Vol. 3, pp. 158–166.
11. Baikov A. I., Mathematical models of transformers in the analysis of the electric power, *Trudi Nizhegorodskogo gosudarstvennogo tekhnicheskogo universiteta*, 2013, Vol. 5, pp. 316–327.
12. Andreev V. A. Releynaya zaschita i avtomatika sistem elektrosnabzheniya, *Visshaya shkola*, Moscow, Russia. 2006, 639 p.

ВИЗНАЧЕННЯ СПРАЦЬОВАНОГО РЕСУРСУ ЕЛЕГАЗОВОГО ВИМИКАЧА ТИПУ HGF 100/2 В, CGECALSTHOM ЗА НЕЧІТКОЮ МОДЕЛЛЮ

Мета роботи. Розроблення нечіткої моделі елегазового вимикача типу HGF 100/2 В, CGECALSTHOM для визначення загального спрацьованого ресурсу.

Методи дослідження. Дослідження проведено шляхом експертного опитування, за яким побудована нечітка модель елегазового вимикача для визначення загального спрацьованого ресурсу. Дана модель реалізована в пакеті MATLABFuzzyLogicToolbox з використанням математичного апарату нечітких множин та нечіткої логіки.

Отримані результати. Авторами була розроблена нечітка модель за якою отримано чисельне значення загального спрацьованого ресурсу елегазового вимикача з врахуванням впливу сукупності таких факторів як стан механічної та комутаційної системи, дугогасильного середовища, стану ізоляції.

Наукова новизна. Авторами розроблено нову нечітку модель елегазового вимикача для визначення загального спрацьованого ресурсу, яка використовує інформацію доступну для вимірювання або спостереження.

Практична значимість. Дана модель застосована для елегазового вимикача типу GECALSTHOMHGF 100/2В який експлуатується на Дніпровській ГЕС-1, ВРП – 330 кВ, комірки Л-211/1. Розроблена нечітка модель оцінки технічного стану елегазового вимикача може застосовуватись для всіх вимикачів даного типу.

Ключові слова: елегазовий вимикач, нечітка модель, спрацьований ресурс, технічний стан, експертне опитування.

ВСТУП

Забезпечення надійної роботи електричних станцій, підстанцій та систем електропостачання промислових підприємств значною мірою визначається безвідмовною роботою вимикачів високої напруги. Вимикачі – основні комутаційні апарати в електричних установках, їхньою особливістю є необхідність надійного виконання ними своїх функцій як у включеному так і у відключеному станах, а також постійна готовність до миттєвого виконання комутаційних операцій, включаючи аварійні ситуації. У загальній пошкоджуваності елементів розподільчих електроустановок доля вимикачів складає, за різними оцінками – від 30 % до 50 % [1, 2].

Найчастіше пошкоджуються наступні вузли елегазових вимикачів:

- привід;
- дугогасильна камера;
- ущільнення;
- опірно-стрижнева ізоляція та вводи.

Таким чином, для оцінювання ризику виникнення пошкоджуваності елегазових вимикачів в електроенергетичній системі (ЕЕС) з урахуванням найбільш вірогідних сценаріїв їх розвитку необхідно мати адекватні моделі для визначення їхнього технічного стану (ТС).

1 ПОСТАНОВКА ЗАДАЧІ

Оцінка ТС електрообладнання виконується в наступних умовах:

- відсутність адекватного математичного опису динамічних процесів, що проходять в об'єкті у формі

змінних стану, які дають повну характеристику його працездатності;

- різномірність вхідної інформації (кількісні та якісні значення змінних стану об'єкта);

- обмежена кількість змінних стану об'єкта, які доступні вимірюванню та спостереженню при необхідності оцінки ТС об'єкта без виведення в ремонт;

- недостатність ретроспективних даних від експлуатації обладнання.

Існуючі на сьогоднішній день методи оцінки спрацьованого ресурсу та імовірності відмови різних типів електрообладнання мають свої переваги та недоліки. Так, наприклад, оцінка ТС високовольтних вимикачів яка виконується на основі даних щодо спрацювання його комутаційного ресурсу, механічний ресурс високовольтних вимикачів не розглядає, оскільки приймається, що його спрацювання відбувається рівномірно на протязі всього нормативного ресурсу. Оцінка комутаційного ресурсу в цих роботах виконується на основі залежності фактичного спрацьованого ресурсу від величини струму КЗ, яка будується з урахуванням хімічних процесів, що відбуваються у вимикачі при відключенні струмів КЗ за законом Ван'т-Гоффа – Арреніуса. Перевагою такого методу оцінки ТС вимикача є врахування індивідуальних характеристик кожної окремої одиниці обладнання, недоліком – те що це врахування виконується лише за одним діагностичним параметром. До того ж, достовірну оцінку спрацьованого ресурсу високовольтного вимикача за цією методикою можна отримати лише за наявності ретроспективних даних щодо відключень вимикачем струмів КЗ за весь період експлуатації, що, як пока-

зує практика, не завжди можливе. Є методики в яких авторами виконується оцінка як комутаційного так і механічного спрацьованого ресурсу вимикача. В них зазначено, що практичний інтерес представляють співвідношення механічної та комутаційної зносостійкості вимикачів різних типів, зроблено висновок про недостатню систематизацію даних щодо зносостійкості вимикачів та невизначеність функціональних залежностей між ними та рекомендовано накопичення та узагальнення даних щодо зносостійкості вимикачів різних типів [3].

Ці об'єктивно існуючі умови функціонування електрообладнання роблять доцільним використання нечітких моделей для наближеної оцінки стану об'єкта, які дозволяють в єдиній формі представляти різномірну та обмежену інформацію про об'єкт, включаючи і суб'єктивну оцінку експертів. Експертні методи базуються на експертних оцінках груп спеціалістів. Основною перевагою цієї групи методів є швидке отримання результатів за мінімальних витрат. Точність оцінок залежить від кількості експертів, їхньої кваліфікації та суб'єктивізму, постановки експертизи та обробки її результатів [4].

В роботі ставиться задача розроблення нечіткої моделі елегазового вимикача типу HGF 100/2 В, CGECALSTHOM для визначення загального спрацьованого ресурсу.

2 МЕТОД ВИЗНАЧЕННЯ СПРАЦЬОВАНОГО РЕСУРСУ ЕЛЕГАЗОВОГО ВИМИКАЧА

За відсутності адекватних фізико-математичних моделей обладнання, для достовірної оцінки та прогнозування технічного стану електроустановки та його впливу на режим підсистеми електроенергетичної системи доцільне застосування методів нечіткої логіки. Особливий інтерес представляє побудова та обґрунтування нечітких моделей для оцінки ТС та ймовірності відмови високовольтних вимикачів, зокрема елегазових (оскільки вони дуже масово впроваджуються в ЕЕС України та її підсистемах), за даними, які можна отримати як з виводом так і без виводу вимикача в ремонт [4].

Нечітка модель F об'єкта підсистеми ЕЕС має наступну структуру:

- функції приналежності (ФП) вхідних і вихідних змінних $f(P)$;
- база нечітких правил виду «ЯКЩО – ТО» з ваговими коефіцієнтами $W - R(W)$;
- механізм нечіткого виводу, який реалізує логічні операції і використовує правила виду «ЯКЩО – ТО» для відображення вхідних нечітких змінних в нечітку вихідну змінну $- M$;
- метод дефазифікації $- D$.

Тоді нечітка вихідна множина станів об'єкта S визначається із співвідношення:

$$S = F(f(P), R(W), M, D, A). \tag{1}$$

На універсальних множинах вхідних змінних $X_i = [\underline{x}_i, \overline{x}_i]$, $i = \overline{1, k}$ і вихідної змінної $Y_i = [\underline{y}_i, \overline{y}_i]$ визначаються лінгвістичні змінні A та S відповідно.

Введемо множини значень лінгвістичних змінних:

– $A = \{A_{i1}, A_{i2}, \dots, A_{iq}\}$, $i = \overline{1, k}$ – терм множини

вхідних лінгвістичних змінних;

– $S = \{S_1, S_2, \dots, S_n\}$ – терм множини вихідної лінгвістичної змінної.

В загальному випадку терми вхідних змінних можуть мати різне значення і різну кількість. Діапазони зміни термів визначаються початковим і граничним значенням реального змінного параметра, а також на основі знань про об'єкт. Ступінь приналежності значень вхідної або вихідної змінної до тієї чи іншої терм-множини визначається ФП $f(P)$. Їхня побудова є одним з основних питань в теорії нечітких множин, від правильності вирішення якого залежить достовірність розв'язування задачі. ФП зручно задавати в параметричній формі. В цьому випадку задача побудови ФП зводиться до визначення її параметрів [5]. Існують такі основні типи ФП:

– трикутна (рисунок 2.1, а):

$$\mu(x, a, b, c) = \begin{cases} \frac{x-a}{b-a}, & b \geq x > a, \\ \frac{c-x}{c-b}, & c > x > b, \\ 0, & x < a, x > c \end{cases} \tag{2}$$

– трапецієвидна (рисунок 2.1, б):

$$\mu(x, a, b, c, d) = \begin{cases} \frac{x-a}{b-a}, & b \geq x > a, \\ 1, & c > x > b, \\ \frac{d-x}{d-c}, & d > x > c, \\ 0, & x < a, x > d \end{cases} \tag{3}$$

– Гаусова (рисунок 2.1, в):

$$\mu(x, b, c) = \exp\left(\frac{-(x-b)^2}{2c^2}\right). \tag{4}$$

При побудові ФП, якщо відомі лише інтервальні значення (початкове та допустиме), прийнятною апроксимацією є лінійна. В цьому випадку параметр, що розглядається, можна характеризувати трикутною або трапецієвидною ФП.

Для визначення параметрів ФП можна застосувати наступні підходи:

1) Використання експертних оцінок. Нехай є m експертів, частина яких (n_1) на питання про приналежність $x \in X$ нечіткій множині A_i відповідає позитивно. Інша частина експертів ($n_2 = m - n_1$) відповідає на це питання негативно. Ступінь приналежності x нечіткій множині A_i в цьому випадку визначається або шляхом статистичної обробки результатів опитування групи експертів ($m_{A_i}(x) = n_1 / m$) або визначається за методом парних порівнянь Сааті [6]. Перевагами методу Сааті у порівнянні з іншими методами парних порівнянь (наприклад, Уея, Коггера та Ю) є достатність мінімальної кількості експертної інформації, зручна для сприйняття експертами шкала парних порівнянь та висока ступінь узгодженості оцінок експертів різної кваліфікації.

2) Використання стандартних відміток на шкалі бажаності Харрінгтона. Ці відмітки отримані на основі статистичного аналізу великого масиву даних та мають універсальне застосування [7], тому їх можна використовувати при оцінці діапазону термів нечітких змінних (таблиця 1).

При побудові ФП за методом Сааті для кожної пари елементів універсальної множини експерт виконує оцінку переваги одного елементу над іншим по відношенню до властивостей нечіткої множини за шкалою парних порівнянь Сааті [6]. Ці парні порівняння записуються у вигляді матриці $\Lambda = [\lambda_{ij}]$, де λ_{ij} – рівень переваги i -того

елементу над j -тим, $\lambda_{ij} = 1 / \lambda_{ji}$, $\lambda_{ij} = 1$.

Ступені приналежності приймають рівними відповідним координатам власного вектора $W = (w_1, w_2, \dots, w_n)^T$ матриці парних порівнянь Λ . Власний вектор визначається з наступної системи рівнянь:

$$\begin{cases} (\Lambda - \lambda E)W = 0, \\ \sum_{i=1}^n w_i = 1. \end{cases} \quad (5)$$

де λ – найбільше власне число матриці Λ ; E – одинична матриця розмірності $(n \times n)$.

Дефазифікацію виконано на основі методу центру ваги або центру площ [5]. Приблизна модифікація центру ваги:

$$S = \frac{\sum_{i=1}^m \mu_i(s) \cdot s_i}{\sum_{i=1}^m \mu_i(s)} \quad (6)$$

Отримана за допомогою описаної нечіткої моделі величина S кількісно характеризує ТС електрообладнання і представляє собою величину загального спрацьованого ресурсу, яка використовується для оцінки імовірності відмови об'єкта з урахуванням його фактичного ТС. Наведена в загальному вигляді нечітка модель об'єкта базується на використанні правил нечіткого логічного висновку.

3 ПРИКЛАД ТА РЕЗУЛЬТАТИ

Для визначення ТС елегазового вимикача за нечіткою моделлю, його представлено як агрегат, який має наступні вузли:

- механічну систему (привід, тяга, траверза, шток, рухомі контакти);
- комутаційну систему (дугогасильна камера, контактна система);
- дугогасильне середовище (елегазова камера);

Таблиця 1 – Шкала інтервалів бажаності Харрінгтона

№	Бажаність	Чисельне значення
1	Дуже висока	0,8–1,0
2	Висока	0,64–0,8
3	Середня	0,36–0,64
4	Низька	0,2–0,36
5	Дуже низька	0,0–0,2

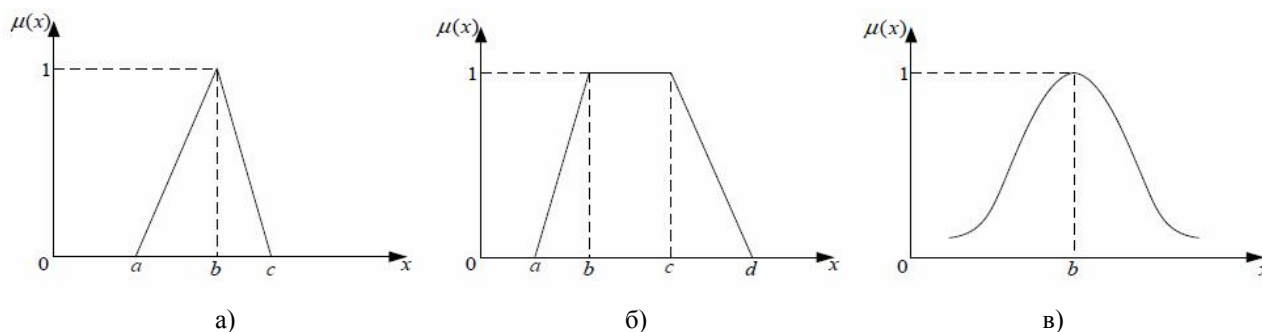


Рисунок 1 – Типи ФП (а – трикутна, б – трапецієвидна, в – Гаусова)

– ізоляцію (опірні ізолятори, високовольтні вводи, ізолятори дугогасильної камери).

ТС кожного вузла характеризується деяким параметром, значення якого визначає рівень працездатності (ресурс) даного вузла. Для визначення ресурсу розглядуваних вузлів елегазового вимикача найбільше підходять такі параметри:

- кількість механічних циклів «включення-відключення»;
- кількість відключень струмів КЗ та їхні величини;
- тиск елегазу;
- рівень забрудненості та пошкодженості ізоляторів.

Для використання обраних параметрів при розв’язанні задачі оцінки загального ТС елегазового вимикача за нечіткою моделлю обрано наступні вхідні лінгвістичні змінні:

- A_1 = «Спрацьований механічний ресурс»;
- A_2 = «Спрацьований комутаційний ресурс»;
- A_3 = «Тиск елегазу»;
- A_4 = «Стан ізоляторів».

Для кожної лінгвістичної змінної введені наступні нечіткі терми:

- $A_1: L_1$ = «Припрацьовальний», M_1 = «Допустимий», B_1 = «Відпрацьований»;
- $A_2: L_2$ = «Припрацьовальний», M_2 = «Допустимий», B_2 = «Відпрацьований»;
- $A_3: N_3$ = «Нормальний», L_3 = «Низький»;
- $A_4: N_4$ = «Задовільний», B_4 = «Незадовільний».

Вихідну множину станів елегазового вимикача S описано лінгвістичною змінною «Загальний спрацьований ресурс вимикача». Терми вихідної змінної та їхні інтервали визначено за стандартними відмітками вербально-числової шкали Харрінгтона:

- VB = «Дуже високий спрацьований ресурс» (0,8; 1,0];
- B = «Високий спрацьований ресурс» (0,64; 0,8];
- M = «Середній спрацьований ресурс» (0,36; 0,64];
- L = «Низький спрацьований ресурс» (0,2; 0,36];

– VL = «Дуже низький спрацьований ресурс» [0,0;0,2].

База правил для оцінки ТС елегазового вимикача формується на основі експертних знань характеристик та процесів досліджуваного об’єкта. В даній моделі вона представляє собою набір із 36 продукційних правил наступного типу:

«ЯКЩО механічний ресурс вимикача $A_1 = \{L_1, M_1, B_1\}$ ТА комутаційний ресурс вимикача $A_2 = \{L_2, M_2, B_2\}$ ТА тиск елегазу $A_3 = \{N_3, L_3\}$ ТА стан ізоляторів $A_4 = \{N_4, B_4\}$, ТО загальний спрацьований ресурс вимикача $S = \{VB, B, M, L, VL\}$ ».

Сформована база правил для оцінки ТС елегазового вимикача наведена в таблиці 2.

Для реалізації нечіткого виводу застосовано алгоритм Мамдані, який, у порівнянні з іншими алгоритмами нечіткого виводу (Сугено, Ларсена), найкраще підходить за наявності бази правил, складеної з якісно виражених продукційних правил [5]. Дефазифікацію виконано на основі методу приблизної модифікації центру ваги, який дозволяє врахувати результати всіх імплікацій вихідних термів, отриманих при виконанні процедури нечіткого виводу [8].

Структурна схема розробленої нечіткої моделі для оцінки ТС елегазового вимикача представлена на рисунку 2.

Таблиця 2 – База правил для оцінки ТС елегазового вимикача

A_4	N_4				B_4			
A_3	A_2	L_2	M_2	B_2	A_2	L_2	M_2	B_2
L_3	A_1	M	B	VB	L_i	B	VB	VB
	M_1	B	B	VB	M_1	VB	VB	VB
	B_1	VB	VB	VB	B_1	VB	VB	VB
N_3	A_2	L_2	M_2	B_2	A_2	L_2	M_2	B_2
	A_1	VL	L	B	L_i	M	B	VB
	M_1	L	M	B	M_1	B	VB	VB
	B_1	B	B	VB	B_1	VB	VB	VB

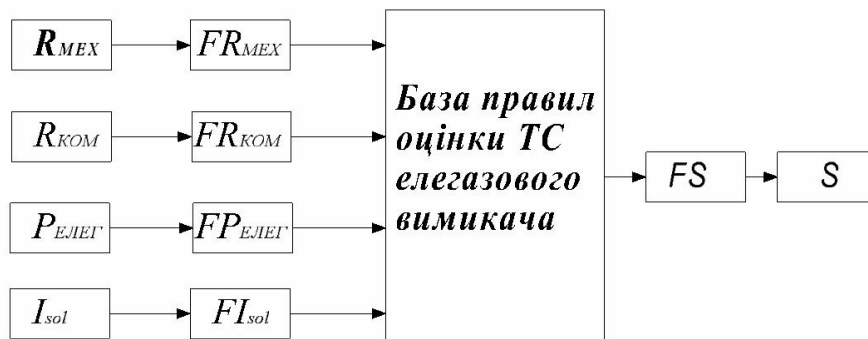


Рисунок 2 – Нечітка модель для оцінки ТС елегазового вимикача: $R_{\text{мех}}$ – значення спрацьованого механічного ресурсу вимикача; $R_{\text{ком}}$ – значення спрацьованого комутаційного ресурсу вимикача; $P_{\text{нов}}$ – значення тиску елегазу; $I_{\text{сол}}$ – оцінка стану ізоляторів вимикача; $FR_{\text{мех}}$ – лінгвістична змінна «Спрацьований механічний ресурс»; $FR_{\text{ком}}$ – лінгвістична змінна «Спрацьований комутаційний ресурс»; $FP_{\text{нов}}$ – лінгвістична змінна «Тиск елегазу»; $FI_{\text{сол}}$ – лінгвістична змінна «Стан ізоляторів»; FS – лінгвістична змінна «Загальний спрацьований ресурс»; S – значення загального спрацьованого ресурсу вимикача

Для отримання достовірної оцінки ТС елегазового вимикача за розробленою нечіткою моделлю, необхідно виконати настройку параметрів ФП термів її вхідних та вихідних змінних. Слід зазначити, що настройку нечіткої моделі необхідно виконати за відсутності репрезентативної статистичної вибірки, яка б з високою мірою достовірності дозволила б встановити зв'язки між ТС локальних вузлів вимикача та його загальним станом. В цих умовах для побудови ФП нечітких термів вхідних лінгвістичних змінних A_1, A_2, A_3, A_4 було проведено опитування 9 експертів які мають досвід роботи в таких компаніях як ПАТ «Укргідроенерго», ДП НЕК «Укренерго» ДнЕС, ВАТ «Запоріжжяобленерго». Результати обробки експертних опитувань приведені в таблиці 3.

За (5) визначаємо ступені приналежності нечітким термам значень вхідних лінгвістичних змінних. Результати зведені в таблиці 4–7.

За аналітичними виразами (2–3) будемо ФП нечітких термів вхідних лінгвістичних змінних. ФП нечітких термів вихідної змінної «Загальний спрацьований ресурс вимикача» визначається на інтервалах Харрінгтона. ФП нечітких термів лінгвістичних змінних представлені на рисунках 3–7.

На ПС 330 кВ Дніпровської ГЕС-1 в експлуатації знаходяться 3 елегазових вимикача тип GECALSTHOMHG 100/2В які мають наступні показники за якими буде охарактеризовано технічний стан. Ці показники приведені в таблиці 8.

Таблиця 3 – Результати обробки експертних оцінок

$A_1 = \text{«Спрацьований механічний ресурс»}$						
R_M , в.о.	0,0	0,2	0,4	0,6	0,8	1,0
$L_I = \text{«Припрацьовальний»}$	9	6	0	0	0	0
$M_I = \text{«Допустимий»}$	0	3	9	9	6	0
$V_I = \text{«Відпрацьований»}$	0	0	0	0	3	9
$A_2 = \text{«Спрацьований комутаційний ресурс»}$						
R_K , в.о.	0,0	0,2	0,4	0,6	0,8	1,0
$L_I = \text{«Припрацьовальний»}$	9	9	0	0	0	0
$M_I = \text{«Допустимий»}$	0	0	9	9	7	0
$V_I = \text{«Відпрацьований»}$	0	0	0	0	2	9
$A_3 = \text{«Тиск елегазу»}$						
P , атм	3,6	3,8	4,0	4,1	4,2	
$L_3 = \text{«Низький»}$	9	6	3	0	0	
$N_3 = \text{«Нормальний»}$	0	3	6	9	9	
$A_4 = \text{«Стан ізоляторів»}$						
is , МОм	2000	2500	3000	4000	5000	
$N_4 = \text{«Задовільний»}$	0	2	7	9	9	
$V_4 = \text{«Незадовільний»}$	9	7	2	0	0	

Таблиця 4 – Ступені приналежності нечітким термам значень вхідної величини «Спрацьований механічний ресурс»

R_M	0	0,2	0,4	0,6	0,8	1
$\mu_{\text{ПРИПРАЦ}}(R_M)$	1	0,333	0	0	0	0
$\mu_{\text{ДОПУСТ}}(R_M)$	0	0,667	1	1	0,333	0
$\mu_{\text{ВИДПРАЦ}}(R_M)$	0	0	0	0	0,667	1

Таблиця 5 – Ступені приналежності нечітким термам значень вхідної величини «Спрацьований комутаційний ресурс»

R_K	0	0,2	0,4	0,6	0,8	1
$\mu_{\text{ПРИПРАЦ}}(R_K)$	1	1	0	0	0	0
$\mu_{\text{ДОПУСТ}}(R_K)$	0	0	1	1	0,224	0
$\mu_{\text{ВИДПРАЦ}}(R_K)$	0	0	0	0	0,776	1

Таблиця 6 – Ступені приналежності нечітким термам значень вхідної величини «Тиск елегазу»

P	3,6	3,8	4,0	4,1	4,2
$\mu_{\text{НИЗЬКИЙ}}(P)$	1	1	0,5	0	0
$\mu_{\text{НОРМАЛЬНИЙ}}(P)$	0	0	0,5	1	1

Таблиця 7 – Ступені приналежності нечітким термам значень вхідної величини «Стан ізоляторів»

is	2000	2500	3000	4000	5000
$\mu_{\text{ЗАДОВІЛЬНИЙ}}(is)$	0	0,285	0,776	1	1
$\mu_{\text{НЕЗАДОВІЛЬНИЙ}}(is)$	1	0,715	0,224	0	0

Таблиця 8 – Показники технічного стану елегазових вимикачів GECALSTHOMHG 100/2В,С

Диспетчерське найменування	Рік введення в експлуатацію	Фаза	Кількість циклів ВВ, R_M .	Кількість відключень КЗ, R_K .	Тиск елегазу, бар.	Стан ізоляторів, МОм
Л-211/2	11.08.1998р.	А	397	8	4,2	>10000
		В	393	8	4,3	>10000
		С	387	8	4,2	>10000
Л-211/1	05.12.1998р.	А	398	9	4,15	>10000
		В	399	9	4,1	>10000
		С	406	9	4,05	>10000
Л-229/1	11.08.1998р.	А	418	3	4,0	>10000
		В	417	3	4,1	>10000
		С	420	3	4,1	>10000

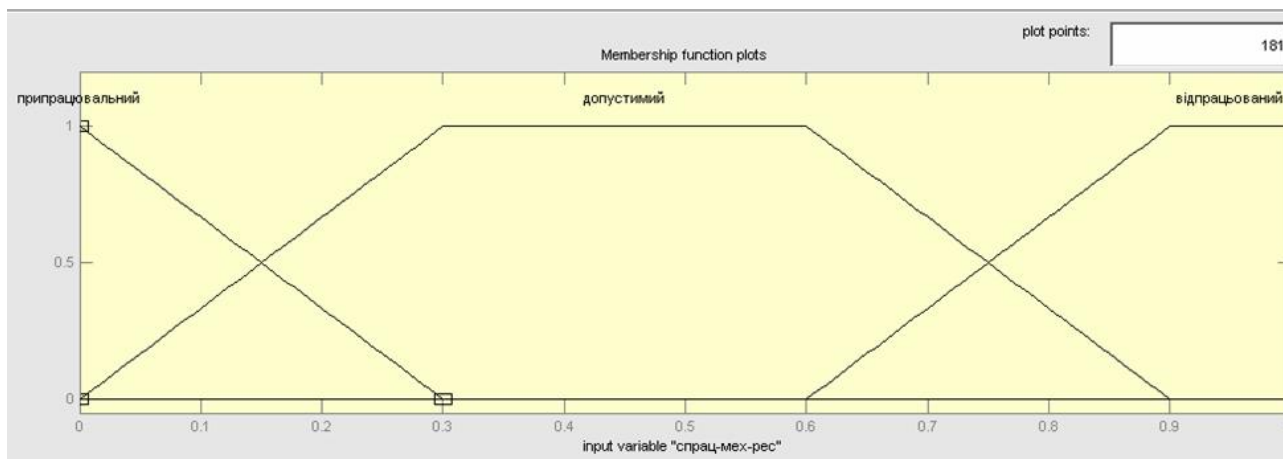


Рисунок 3 – ФП термів лінгвістичної змінної «Спрацьований механічний ресурс»

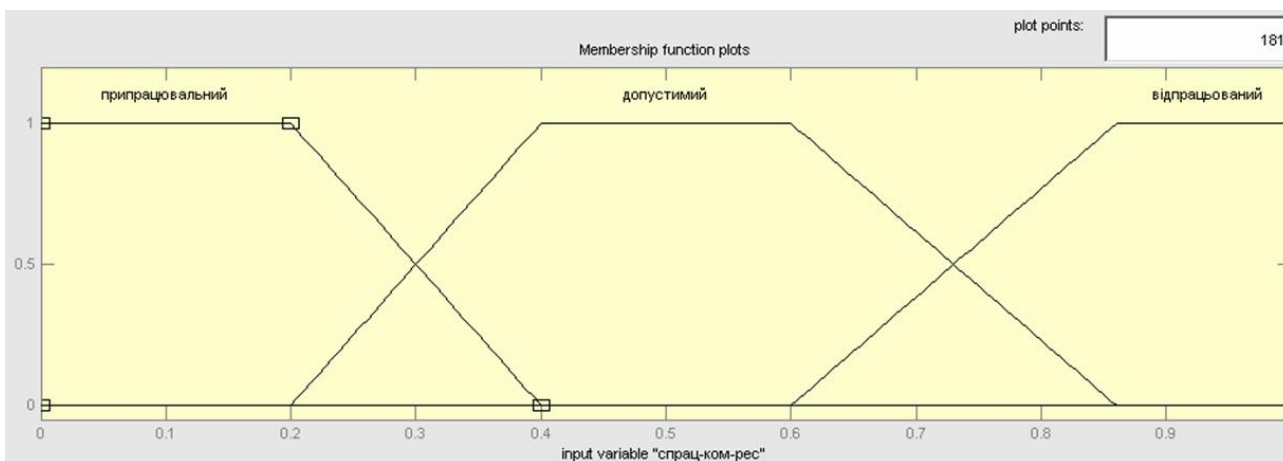


Рисунок 4 – ФП термів лінгвістичної змінної «Спрацьований комутаційний ресурс»

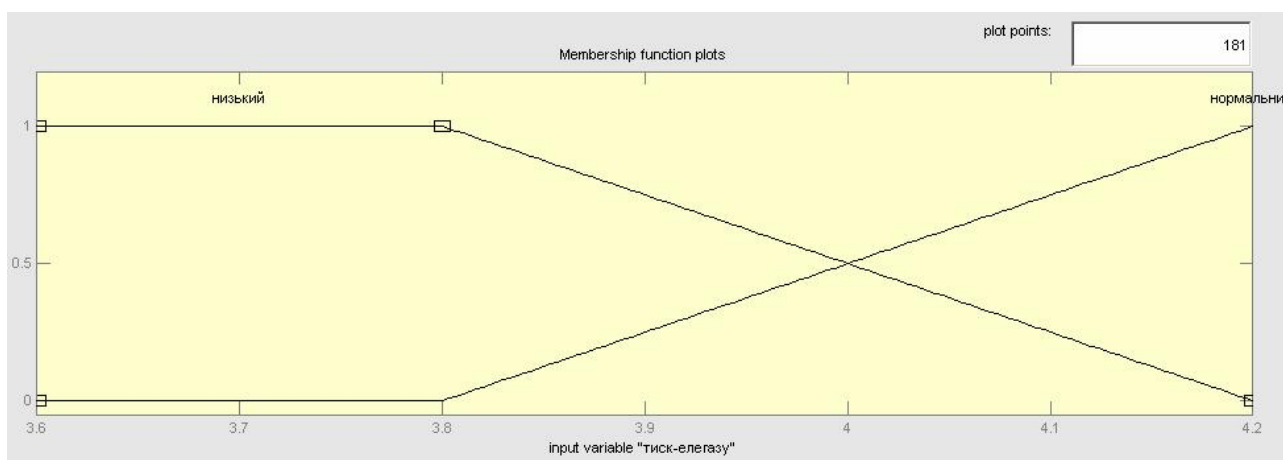


Рисунок 5 – ФП термів лінгвістичної змінної «Тиск елегазу»

В якості прикладу, за розробленою нечіткою моделлю виконаємо оцінку ТС елегазового вимикача коміррки Л-211/1 який виконав найбільшу кількість відключень струмів КЗ які перевищують значення 20 кА. Згідно з технічною документацією для елегазових вимикачів типу GECALSTHOMHGF 100/2В,С допустимо відключати $I_{кз} > 20$ кА не більше 50 разів, кількість механічних циклів ВВ (включення - відключення) не більше 3000 разів. За перевищення цих показників потрібна повна перевірка стану вимикача із вскриттям дугогасильних камер, тобто відновлення його ресурсу.

Значення діагностичних параметрів, що характеризують ТС його основних вузлів:

- спрацьований механічний ресурс $R_M = 0,135$ в.о.;
- спрацьований комутаційний ресурс $R_K = 0,18$ в.о.;
- тиск елегазу $P = 4,1$ бар.;
- стан ізоляторів $R_{\text{іол}} > 10000$ МОм.

Оцінка загального спрацьованого ресурсу виконується

за допомогою пакету MATLABFuzzyLogicToolbox, яка представлена на рисунку 8.

Згідно з правилами нечіткого виводу визначається нечітка множина вихідної величини шляхом імплікації (відтинання трапецій від вхідних ФП) та агрегування отриманих трапецій. Дефазифікацію вихідної нечіткої величини виконано за методом центру ваги (6):

$$S = \frac{\sum_{i=1}^m \mu_i(s) \cdot s_i}{\sum_{i=1}^m \mu_i(s)} = 0,356.$$

Розроблена нечітка модель для оцінки загального спрацьованого ресурсу є гнучкою і може бути застосовано і для інших елегазових вимикачів з корегуванням діагностичних параметрів.

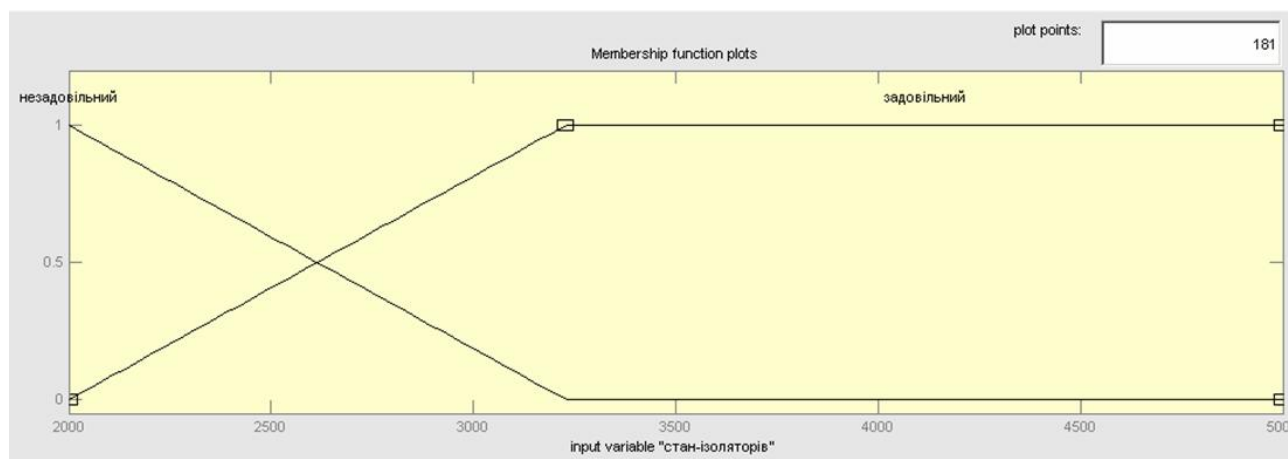


Рисунок 6 – ФП термів лінгвістичної змінної «Стан ізоляторів»

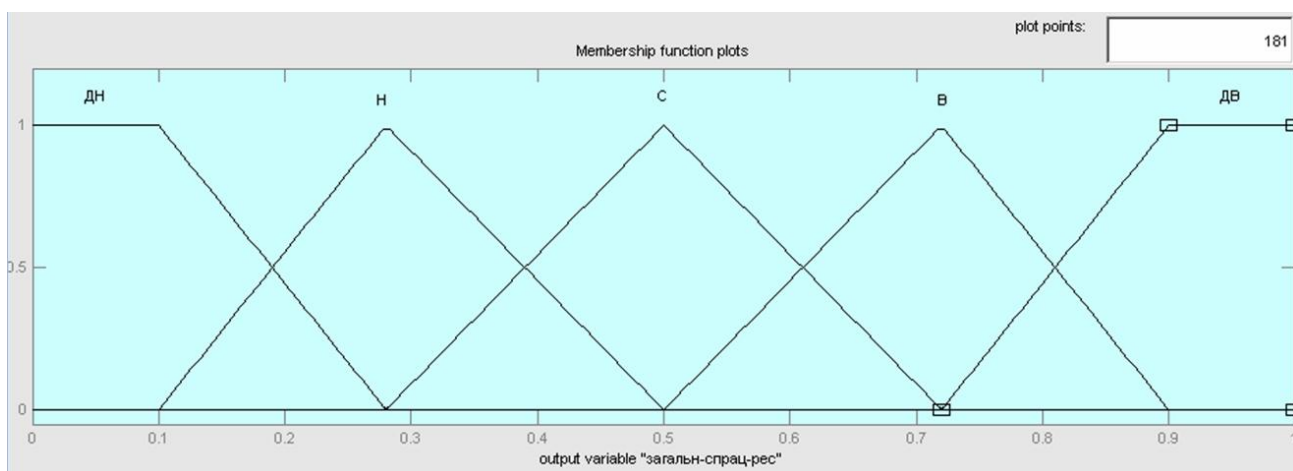


Рисунок 7 – ФП термів лінгвістичної змінної «Загальний спрацьований ресурс вимикача»

ВИСНОВКИ

Розроблена нечітка модель для оцінки загального ТС елегазового вимикача типу GECALSTHOMHGF 100/2B,C коміррки Л-211/1 ПС 330 кВ Дніпровської ГЕС-1, яка дозволяє виконати комплексну оцінку стану вимикача використовуючи доступну для вимірювання та спостереження інформацію, яка носить як кількісний та якісний характер. Обрані вузли, для спостереження діагностичних параметрів, які мають визначальний вплив на загальний спрацьований ресурс елегазового вимикача. Розроблена нечітка модель є відкритою та адаптивною для до додаткової вхідної при більш детальному аналізі ТС вимикача.

Настройка параметрів ФП вхідних лінгвістичних змінних, для достовірної оцінки ТС елегазового вимикача за розробленою нечіткою моделлю, базувалась на опитуванні експертів які мають достатню кваліфікацію та опит роботи щоб охарактеризувати стани локальних вузлів на які умовно було поділено досліджуване обладнання. Вибір експертів в кількості 9 осіб обумовлений використанням 9 бальної шкали Сааті виміру ступеня значущості переваги одних думок над іншими. За цією шкалою склалися матриці парних порівнянь Сааті які додатково враховують суб'єктивність думок та найменше залежні від рівня кваліфікації опитуваних респондентів. Це є додатковим запобіжником від недостовірної оцінки загального спрацьованого ресурсу елегазового вимика-

ча. Можна стверджувати що розроблена нечітка модель для оцінки загального ТС елегазового вимикача типу GECALSTHOMHGF 100/2B,C є в достатній мірі достовірною та може використовуватись для елегазових вимикачів даного типу.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Абдурахманов А. М. Влияние продолжительности эксплуатации на отказы выключателей в высоковольтных электрических сетях / А. М. Абдурахманов, М. Ш. Мисриханов, А. В. Шунтов // Электрические станции. 2007. №7.–С. 59–63.
2. Абдурахманов А. М. Об особенностях структуры параметра потока отказов выключателя / А. М. Абдурахманов, М. Ш. Мисриханов, Б. Н. Неклепаев // Электрические станции. 2005. №5.–С. 54–57.
3. Літвінов В. В. Оцінка ризику порушення стійкості двигунового навантаження при відмовах електрообладнання в підсистемі ЕЕС : дис. на здобуття наук. ступеня канд. техн. наук : (05.14.02 – електричні станції, мережі та системи) / Літвінов В. В.; МОНМС України, НТУУ «КПІ». – К., 2012. – С. 26–29.
4. Костерев М. В. Питання побудови нечітких моделей оцінки технічного стану об'єктів електричних систем / М. В. Костерев, Є. І. Бардік. – К.: НТУУ «КПІ», 2010. – 131 с.

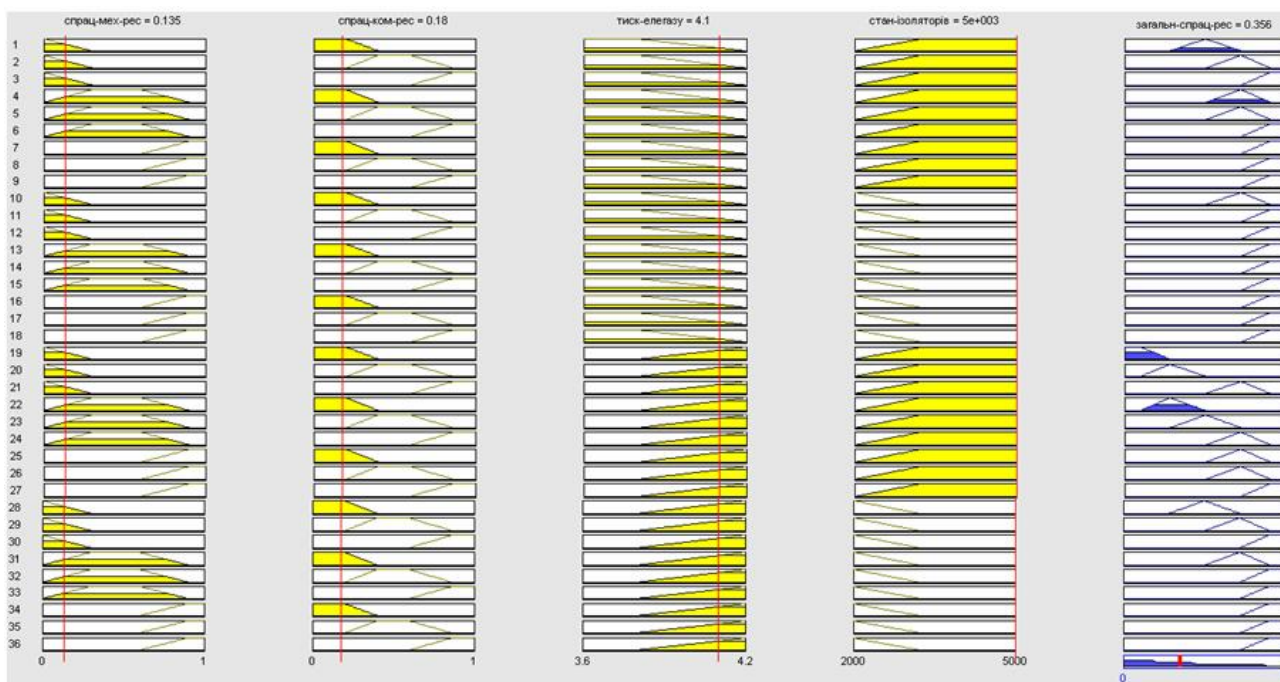


Рисунок 8 – Оцінка загального спрацьованого ресурсу елегазового вимикача типу GECALSTHOMHGF 100/2B,C коміррки Л-211/1 ПС 330 кВ Дніпровської ГЕС-1

5. Штовба С. Д. Проектирование нечетких систем средствами MATLAB / С. Д. Штовба. – М.: Горячая линия – телеком, 2007. – 288 с.
6. Саати Т. Принятие решений. Метод анализа иерархий / Т. Саати – М.: Радио и связь, 1993. – 278 с.
7. Ременников В. Б. Управленческие решения / В. Б. Ременников. Минск: Юнити, 2005. – 144 с.
8. Леоненков А. В. Нечеткое моделирование в среде MATLAB и FuzzyTECH / А. В. Леоненков. – СПб.: БХВ – Петербург, 2005. – 736 с.

Доморошин С. В.¹, Махлин П. В.²

¹Инженер ГИИ ПАО «Укрэнерго» филиала Днепровская ГЭС-1, Запорожье, Украина

²Канд. техн. наук, доцент кафедры ЭПП ЗНТУ, Запорожье, Украина

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ВЫРАБОТАННОГО РЕСУРСА ЭЛЕГАЗОВОГО ВЫКЛЮЧАТЕЛЯ ТИПА HGF 100/2 В, CGECALSTHOM ПО НЕЧЕТКОЙ МОДЕЛИ

Цель работы. Разработка нечеткой модели элегазового выключателя типа HGF 100/2 В, CGECALSTHOM для определения общего выработанного ресурса.

Методы исследования. Исследование проведено путем экспертного опроса, по которому построена нечеткая модель элегазового выключателя для определения общего выработанного ресурса. Данная модель реализована в пакете MATLAB Fuzzy Logic Toolbox с использованием математического аппарата нечетких множеств и нечеткой логики.

Одержанные результаты. Авторами была разработана нечеткая модель по которой получено численное значение общего выработанного ресурса элегазового выключателя с учетом влияния совокупности таких факторов как состояние механической и коммутационной системы, дугогасящей среды, состояния изоляции.

Научная новизна. Авторами разработана новая нечеткая модель элегазового выключателя для определения общего выработанного ресурса, которая использует информацию доступную для измерения или наблюдения.

Практическая ценность. Данная модель применена для элегазового выключателя типа GEC ALSTHOM HGF 100/2 В эксплуатируемого на Днепровской ГЭС-1, ОРУ-330 кВ, ячейки Л-211/1. Разработанная нечеткая модель оценки технического состояния элегазового выключателя может применяться для всех выключателей данного типа.

Ключевые слова: элегазовый выключатель, нечеткая модель, выработанный ресурс, техническое состояние, экспертный опрос.

Domoroshchyn S.V.¹, Makhlin P.V.²

¹Engineer Group of Tests and Measurements of Dnipro HPS-1, Zaporizhzhia, Ukraine

²PhD, Associate Professor Department of Industrial Power Supply of Zaporizhzhia National Technical University, Zaporizhzhia, Ukraine

THE DEVELOPED RESOURCE DEFINITION OF GAS-INSULATED SWITCH TYPE HGF 100/2 В, CGECALSTHOM FOR A FUZZY MODEL

The purpose of the work is the development of fuzzy model gas-insulated switch type HGF 100/2 В, CGECALSTHOM to determine the total mined-out resource.

Research methods. The study was conducted through expert interviews, that became the basis for the construction of the fuzzy model of gas-insulated circuit breaker to determine the total mined-out resource. This model is implemented in MATLAB Fuzzy Logic Toolbox using the mathematical apparatus of fuzzy sets and fuzzy logic.

The obtained results. The authors developed the fuzzy model which obtained the numerical value of the total resource developed gas-insulated circuit breaker with the influence of aggregate factors such as the condition of mechanical and switching systems, the state of arc suppression medium and isolation.

Scientific novelty. The authors developed the new fuzzy model of gas-insulated circuit breaker to determine the total developed resource, which uses the information available for measurement or observation.

Practical significance. This model is used for gas-insulated switch type GEC ALSTHOM HGF 100/2C operated on the Dnipro HPS-1, ODD-330 kV, cell L -211/1. The developed fuzzy model of assessment of the gas-insulated switch technical condition can be applied to all switches of this type.

Keywords: gas-insulated switch, the fuzzy model developed resource, technical condition, expert survey.

REFERENCES

1. Abdurakhmanov A. M., Misrikhanov M. Sh., Shuntov A. V. Vliyanie prodolzhitel'nosti ekspluatatsii na otkazy v yklyuchateley v vysokovol'tnykh elektricheskikh setyakh, *Elektricheskie stantsii*, 2007, No 7, S. 59–63.
2. Abdurakhmanov A. M., Misrikhanov M. Sh., Neklepayev B. N. Ob osobenostyakh struktury parametra potokov otkaza vyklyuchatelya, *Elektricheskiye stantsii*, 2007, No 7, S. 54–57.
3. Litvinov V. V. Otsinka ryzyku porushennia stiikosti dvygunovogo navantazhennia pry vidmovakh elektroobladnannia v pidsystemi EES: dys. nazdobuttianauk. stupeniakand. tekhn. nauk, MONMSUkrainy, NTUU «KPI», Kyiv, 2012, pp. 26–29.
4. Kosteriev M. V., Bardik Ye. I. Pytannia pobudovy nechitkykh modelei otsinky tekhnichnogo stanu ob'ektiv elektrychnykh system. Kyiv, NTUU «KPI2010», 131 s.
5. Shtovba S. D. Proektirovaniye nechetkikh sistem sredstvami MATLAB. Moscow, Goryachyaliniya, 2007, 288 s.
6. Saati T. Prinyatiye resheniy. Metod analiza iyerarkhiy. Moscow, Radio i svyaz', 1993, 278 s.
7. Remennikov V. B. Upravlencheskiyeresheniya. Minsk, Yuniti, 2005, 144 s.
8. Leonenkov A. V. Nchetkoye modelirovaniye vsrede MATLAB i FuzzyTECH. SpB, Peterburg, 2005, 736 s.