



ISSN 1727-9895

Праці

Інституту електродинаміки Національної академії наук України

Збірник наукових праць

**Випуск
59**

**Київ
2021**

Відділення фізико-технічних проблем енергетики
Національної академії наук України
Інститут електродинаміки

ПРАЦІ

Інституту електродинаміки Національної академії наук України

Збірник наукових праць

Виходить тричі на рік

Засновано у 1999 році

**Випуск
59**

Київ
2021

ПРАЦІ ІНСТИТУТУ ЕЛЕКТРОДИНАМІКИ НАН УКРАЇНИ

Редакційна колегія*:

| | |
|---------------------|--|
| Шаповал І.А. | головний редактор, докт. техн. наук |
| Кириленко О.В. | академік НАН України |
| Стогній Б.С. | академік НАН України |
| Шидловський А.К. | академік НАН України |
| Волков І.В. | член-кор. НАН України |
| Жаркін А.Ф. | академік НАН України |
| Кондратенко І.П. | член-кор. НАН України |
| Кузнецов В.Г. | член-кор. НАН України |
| Михальський В.М. | член-кор. НАН України |
| Шидловська Н.А. | член-кор. НАН України |
| Щерба А.А. | член-кор. НАН України |
| Буткевич О.Ф. | докт. техн. наук |
| Васецький Ю.М. | докт. техн. наук |
| Кенсицький О.Г. | докт. техн. наук |
| Липківський К.О. | докт. техн. наук |
| Мислович М.В. | докт. техн. наук |
| Мельник В.Г. | докт. техн. наук |
| Петухов І.С. | докт. техн. наук |

Editorial board*:

| | |
|----------------------|--|
| I.A. Shapoval | Editor-In-Chief, Doctor of engineering sciences |
| O.V. Kyrylenko | Academician of the NAS of Ukraine |
| B.S. Stognii | Academician of the NAS of Ukraine |
| A.K. Shydlovskiy | Academician of the NAS of Ukraine |
| I.V. Volkov | Corresponding Member of the NAS of Ukraine |
| A.F. Zharkin | Corresponding Member of the NAS of Ukraine |
| I.P. Kondratenko | Corresponding Member of the NAS of Ukraine |
| V.G. Kuznetsov | Corresponding Member of the NAS of Ukraine |
| V.M. Myhalskyi | Corresponding Member of the NAS of Ukraine |
| N.A. Shydlovska | Corresponding Member of the NAS of Ukraine |
| A.A. Shcherba | Corresponding Member of the NAS of Ukraine |
| O.F. Butkevych | Doctor of engineering sciences |
| Yu.M. Vasetskyi | Doctor of engineering sciences |
| O.G. Kensytskyi | Doctor of engineering sciences |
| K.O. Lypkivskyi | Doctor of engineering sciences |
| M.V. Myslovych | Doctor of engineering sciences |
| V.G. Melnyk | Doctor of engineering sciences |
| I.C. Petuhov | Doctor of engineering sciences |

*Члени редакційної колегії працюють у Інституті електродинаміки НАН України, Київ
Editorial board members work in the Institute of electrodynamics of the NAS of Ukraine, Kyiv

International editorial board:

V.F. Reztsov, Corresponding member of the NAS of Ukraine, Institute of Renewable Energy of the NAS of Ukraine, Kyiv
V.Yu. Rozov, Corresponding member of the NAS of Ukraine, the Science and Technology Center of Magnetism of Technical Objects, Kharkiv
V.S. Maliar, Doctor of engineering sciences, Lviv Polytechnic National University, Lviv
V.V. Rymsha, Doctor of engineering sciences, National Polytechnic University, Odesa
Bendahmane Boukhalfa, Doctor of Engineering Sciences, University of Béjaïa, Algeria
M. Pavlik, Member of NAS Ukraine, Technical University of Lodz, Poland
Yu.R. Plotkin, Doctor of Engineering Sciences, Berlin School of Economics and Law

Збірник включений до Переліку наукових фахових видань України (категорія «Б») наказом МОН № 975 від 11.07.2019. та представлений у таких системах реферування:

- загальнодержавному депозитарії «Наукова періодика України»;
- загальнодержавній базі даних «Україніка наукова» (реферативний журнал «Джерело»);
- науковій електронній бібліотеці періодичних видань НАН України (NA SPLIB) (<http://www.dspace.nbu.gov.ua/>);

У червні 2021 р. збірник «Праці Інституту електродинаміки Національної академії наук України» включений у довідник періодичних видань бази даних Ulrich's Periodical Directory (New Jersey, USA).

У збірнику здійснюються експертне рецензування та наукове редагування статей.

*Друкується за постановою Вченої ради
Інституту електродинаміки Національної академії наук України.
Протокол № 5 від 9 вересня 2021 року*

Зареєстровано 07.02.2002. Свідоцтво: серія КВ, № 5843.

Засновник та видавець: Інститут електродинаміки НАН України
Україна, 03057, м. Київ, пр. Перемоги, 56

Адреса редакції:

03057, м. Київ, пр. Перемоги, 56, Інститут електродинаміки НАН України.

Тел. (044) 366-26-56 E-mail: mlyv@ied.org.ua; Адреса сайту: <http://prc.ied.org.ua>

Праці
Інституту електродинаміки
Національної академії наук України

Випуск 59

2021 р.

DOI: <https://doi.org/10.15407/publishing2021.59>

ЗМІСТ

ТЕОРЕТИЧНА ЕЛЕКТРОТЕХНІКА ТА ЕЛЕКТРОФІЗИКА

Щерба А.А., Подольцев О.Д., Кучерява І.М., Золотарьов В.М., Білянin Р.В. Два підходи до розрахунку електротеплових процесів під час індукційного нагріву рухомої заготовки – на основі теорії поля та теорії теплових кіл 5

Шидловська Н.А., Захарченко С.М., Мазуренко І.Л. Параметри нев'язки апроксимацій дискретно заданих залежностей аналітичними функціями та критерії пошуку оптимальних значень їхніх коефіцієнтів 11

ЕЛЕКТРОТЕХНОЛОГІЧНІ КОМПЛЕКСИ ТА СИСТЕМИ

Ращепкін А.П., Кондратенко І.П., Карлов О.М., Кришук Р.С. Вплив П-подібного магнітопроводу імпульсного індуктора з двома котушками на вихрові струми тонкостінних немагнітних металів у процесі магнітоімпульсної обробки 20

Стяжкін В.П., Подейко П.П. Математичне моделювання та аналіз електромагнітних процесів у системі «тиристорний регулятор струму – спеціальний трансформатор» установки виробництва базальтових супертонких волокон 28

ЕЛЕКТРОЕНЕРГЕТИЧНІ СИСТЕМИ ТА РИНКИ ЕЛЕКТРОЕНЕРГІЇ

Павловський В.В., Приходько А.В. Застосування систем HVDC для інтеграції ВДЕ та видачі потужності з профіцитного району ОЕС України 36

Кацадзе Т.Л., Настенко Д.В., Паненко О.М., Янковська О.М. Дослідження режиму напруги в дальніх лініях електропередачі змінного струму 43

ЕЛЕКТРОМЕХАНІЧНЕ ПЕРЕТВОРЕННЯ ЕНЕРГІЇ

Шуруб Ю.В., Цицюрський Ю.Л. Аналітична методика для визначення оптимальних параметрів та схем регульованих за напругою асинхронних двигунів у разі однофазного живлення 56

ВИМІРЮВАННЯ ТА ДІАГНОСТИКА В ЕЛЕКТРОЕНЕРГЕТИЦІ

Кромпляс Б.А., Левицький А.С., Зайцев Є.О. Система автоматизованого налаштування інтелектуалізованих щитових вимірювачів електричних параметрів енергогенеруючих об'єктів 64

**ПРАЦІ НАУКОВО-ТЕХНІЧНОЇ КОНФЕРЕНЦІЇ МОЛОДИХ ВЧЕНИХ
ТА СПЕЦІАЛІСТІВ ІНСТИТУТУ**

Блінов І.В., Сичова В.В. Застосування методів декомпозиції у короткостроковому прогнозуванні сумарного електричного навантаження енергосистеми 68

Кучанський В.В., Малахатка Д.О. Параметрична оптимізація режимів роботи магістральних електричних мереж за критерієм втрат активної потужності 72

Лоскутов С.С., Шиманюк П.В. Прогнозування електричного навантаження на ієрархічних рівнях ОЕС України з використанням нейронної мережі типу LSTM 81

Зайцев Є.О., Панчик М.В. Термометричні методи дослідження стану спресованості осердя статора потужного турбогенератора 86

Березниченко В.О., Підчійий О.Є. Аналіз впливу технологічних факторів на функцію перетворення компланарного ємнісного сенсора биття валів 93

Губаревич В.М., Маруня Ю.В. Однофазний гібридний фільтр для децентралізованих систем електропостачання 99

CONTENTS

THEORETICAL ELECTRICAL ENGINEERING

Shcherba A.A., Podoltsev A.D., Kucheriava I.M., Zolotarev V.M., Bilianin R.V. Two approaches to the computation of electrothermal processes at induction heating of moving ingots – by field theory and thermal circuit theory5

Shydlovska N.A., Zakharchenko S.M., Mazurenko I.L. Discrepancy parameters of approximations of discretely specified dependencies by analytical functions and search criteria for optimal values of their coefficients 11

ELECTROTECHNOLOGICAL COMPLEXES AND SYSTEMS

Raschepkin A.P., Kondratenko I.P., Karlov A.N., Kryshchuk R.S. Influence of a U-shaped magnetic core of an inductor with two coils on eddy currents of thin-walled non-magnetic metal plates in process of magneto-pulsed treatment20

Styazhkin V.P., Podeiko P.P. Mathematical modeling and analysis of electromagnetic processes in the thyristor current regulator system - special transformer of the installation of production of basalt ultrathin fibers..... 28

ELECTRIC POWER SYSTEMS AND ELECTRICITY MARKETS

Pavlovskiy V.V., Prykhodko A.V. Application of HVDC systems for RES integration and power transmission from the surplus south part of the IES of Ukraine.....36

Katsadze T.L., Nastenka D.V., Panienko O.M., Iankovska O.M. Study of voltage mode in the long-distance ac transmission line43

ELECTROMECHANICAL ENERGY CONVERSION

Shurub Yu.V., Tsitsyurskiy Yu.L. Analytical method for determining optimal parameters and schemes for voltage-regulated induction motors with single-phase power supply.....56

Kromplyas B., Levytskyi A., Zaitsev Ie. Measurement and diagnostics in the electric power engineering system of automated adjustment of intellectualized panel meters of electrical parameters of energy generating objects64

PROCEEDINGS OF THE SCIENTIFIC AND TECHNICAL CONFERENCE

OF YOUNG SCIENTISTS AND SPECIALISTS OF THE INSTITUTE

Blinov I.V., Sychova V.V. Application of decomposition methods in short-term forecasting of overall electric load of energy system.....68

Kuchanskyy V.V., Malakhutka D.O. Parametric optimization of operating modes of bulk electrical networks by criteria active power losses.....72

Loskutov S.S., Shymaniuk P.V. Electrical load forecasting on hierarchical levels of IPS of Ukraine using LSTM neural network81

Zaitsev Ie.O., Panchyk M.V. Thermometric methods control of compression stator core state of powerful turbogenerators86

Bereznychenko V.O., Pidchibii O.Ie. Analysis of the technological factors influence on response function of the coplanar capacitive shaft beating sensor93

Gubarevich V.M., Marunia Yu.V. Single-phase hybrid filter for decentralized power systems99

Відповідальний секретар С.В. Гаврилюк
Редактор Ю.В. Морозова-Леонова

Підписано до друку 27.09.21. Формат 60×84/8. Папір офс. Офс. друк. Ум.друк. арк. 10,3. Наклад 100 прим. Зам. 25. Включений в Перелік наукових фахових видань України, категорія «Б».

ТЕОРЕТИЧНА ЕЛЕКТРОТЕХНІКА ТА ЕЛЕКТРОФІЗИКА

УДК 621.365.5

DOI: <https://doi.org/10.15407/publishing2021.59.005>**ДВА ПІДХОДИ ДО РОЗРАХУНКУ ЕЛЕКТРОТЕПЛОВИХ ПРОЦЕСІВ ПІД ЧАС ІНДУКЦІЙНОГО НАГРІВУ РУХОМОЇ ЗАГОТОВКИ – НА ОСНОВІ ТЕОРІЇ ПОЛЯ ТА ТЕОРІЇ ТЕПЛОВИХ КІЛ**

А.А. Щерба^{1*}, чл.-кор. НАН України, **О.Д. Подольцев^{1**}**, докт. техн. наук, **І.М. Кучерява¹**, докт. техн. наук, **В.М. Золотарьов²**, докт. техн. наук, **Р.В. Білянin²**, канд. техн. наук

¹Інститут електродинаміки НАН України,
пр. Перемоги, 56, Київ, 03057, Україна
e-mail: podol@ied.org.ua

²ПАТ "Завод Південкабель",
вул. Автогенна, 7, Харків, 61099, Україна

Розроблено модель для розрахунку теплових процесів в установках індукційного нагріву рухомої заготовки за допомогою еквівалентних теплових кіл. У моделі для врахування конвективного перенесення теплоти вздовж рухомої заготовки використано додаткові елементи – керовані джерела струму. Модель реалізована в пакеті Matlab/Simulink і дає змогу отримувати розподіл температури вздовж заготовки в усталеному тепловому режимі нагрівання. Результати порівнюються з розрахунком на основі альтернативного методу, що базується на теорії електромагнітного та теплового полів, реалізацію якого здійснено в програмі Comsol. Показано збіг результатів розрахунків розподілу температури вздовж заготовки, отриманих за двома методами. Визначаються наявні переваги та недоліки кожного з використаних розрахункових підходів. Бібл. 8, рис. 3, таблиця.

Ключові слова: установка індукційного нагріву, рухома заготовка, розрахунок електромагнітного та теплового полів, теплова колова модель установки, конвективне теплоперенесення, порівняння результатів розрахунків.

Вступ. Завдання побудови комп'ютерних моделей для розрахунку електротеплових процесів в індукційних установках є актуальними і дають змогу на етапі проектування таких установок визначати їхні оптимальні параметри та ефективні режими електромагнітної керуваної обробки струмопровідних матеріалів [1–3].

Комп'ютерні моделі для розрахунку таких процесів можуть створюватися як на основі теорії електромагнітного та теплового полів, так і на основі теорії еквівалентних теплових кіл. Моделі на основі теорії теплових кіл широко використовуються, наприклад, для аналізу теплових процесів в електричних машинах [4, 5]. Під час побудови теплової моделі індукційної установки для нагріву рухомої заготовки важливу роль відіграють процеси конвективного перенесення теплоти. Для врахування цього механізму необхідно використовувати додаткові елементи, що не знайшло відображення у вищезазначеній літературі.

Колова теплова модель індукційної установки була створена під час виконання цієї роботи, і для підтвердження достовірності отриманих на її основі результатів використовувалася тестова задача індукційного нагріву довгопротяжної мідної заготовки, що безперервно рухається в магнітному полі циліндричного індуктора. Для розв'язання цієї задачі використовувалися моделі, побудовані на основі двох означених підходів. Далі наведено постановки та результати порівняльного аналізу розрахунків польової задачі та задачі на основі запропонованого методу теплових схем заміщення.

Метою цієї роботи є порівняльний аналіз результатів розрахунків процесу індукційного нагріву рухомої заготовки в полі циліндричного індуктора через застосування двох альтернативних методів, побудованих на основі теорії електромагнітного та теплового полів та теорії теплових еквівалентних кіл з урахуванням конвективного теплоперенесення, а також визначення переваг кожного з методів.

Тестова задача індукційного нагріву та її розв'язання на основі теорії поля. Досліджується система індукційного нагріву, конструктивні та технічні характеристики якої наведено в таблиці й на рис. 1. На ньому показано також розрахункову область задачі та складові елементи області.

| Параметри | Значення |
|---|--------------------|
| Довжина індуктора, м | 6 |
| Діаметр мідної заготовки, мм | 300 |
| Товщина магнітопроводу, мм | 150 |
| Довжина заготовки, м | 8 |
| Швидкість руху заготовок, мм/с | 7 |
| Необхідна температура нагріву, °C | 800 |
| Густина струму в індукторі за частоти 50 Гц, А/м ² | 10·10 ⁶ |

Система може функціонувати як з магнітопроводом, так і без нього. Через неї здійснюється нагрівання заготовки, що безперервно рухається зі швидкістю v з метою подальшої її обробки гідравлічним пресом. Холодні заготовки постійно надходять у зону індуктора та нагріваються на його виході до

заданої температури. Змінення частоти і густини струму в індукторі дає змогу змінювати характер розподілу температури за довжиною і товщиною заготовки, а також регулювати значення максимальної температури на виході з індуктора.

Математична модель системи індукційного нагріву мідних циліндричних заготовок розроблена для двовимірного випадку в циліндричній системі координат rOz для розрахунку процесів в області, що показана на рис. 1. Модель дає змогу досліджувати пов'язані між собою електромагнітний і тепловий процеси в установці і базується на таких двох задачах.

Електромагнітна задача. Електромагнітний процес в індукційній системі описується системою диференціальних рівнянь щодо комплексного векторного магнітного потенціалу $\dot{\mathbf{A}} = (0, \dot{A}_\varphi, 0)$:

$$j\omega\sigma(T)\dot{\mathbf{A}} + \nabla \times ((\mu_0\mu(T))^{-1}\nabla \times \dot{\mathbf{A}}) = 0 \text{ в області заготовки;}$$

$$\nabla \times ((\mu_0\mu(T))^{-1}\nabla \times \dot{\mathbf{A}}) = 0 \text{ в області магнітопроводу;}$$

$$\nabla \times (\mu_0^{-1}\nabla \times \dot{\mathbf{A}}) = \mathbf{J}_0 \text{ в області індуктора;}$$

$$\nabla \times (\mu_0^{-1}\nabla \times \dot{\mathbf{A}}) = 0 \text{ в навоколишньому середовищі.}$$

У наведених рівняннях: $\sigma(T)$, $\mu(T)$ – електропровідність і відносна магнітна проникність матеріалу, які в загальному випадку треба розглядати залежними від температури; μ_0 – магнітна проникність вакууму; ω – кутова частота; \mathbf{J}_0 – відома густина струму в області індуктора; $T(r, z)$ – температура, що визначається з теплової задачі, представленої далі; j – уявна одиниця.

Граничними умовами електромагнітної задачі є умова симетрії відносно осі Oz (рис. 1) та умова магнітної ізоляції на зовнішніх границях: $A_\varphi = 0$.

Теплова задача. Теплова задача відносно невідомої температури T формулюється лише в області заготовок на основі рівняння:

$$\rho C_p \mathbf{v} \nabla T - \nabla \cdot \lambda \nabla T = Q,$$

де $\rho(T)$, $C_p(T)$, $\lambda(T)$ – густина, питома теплоємність і теплопровідність матеріалу заготовок відповідно; \mathbf{v} – вектор швидкості руху заготовок (має тільки осьову складову); Q – питома потужність теплового джерела, що обумовлює нагрів заготовок наведеними струмами і визначається формулою:

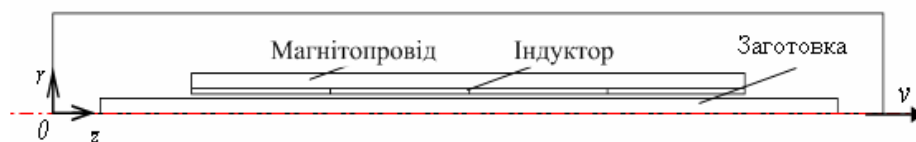


Рис. 1

$$Q = \frac{J \cdot J^*}{\sigma} = \omega^2 \sigma (A_\varphi \cdot A^*),$$

де $J = -j\omega\sigma A_\varphi$ – діюче значення густини наведеного струму; A^* – комплексно-сполучена величина магнітного потенціалу.

Для теплової задачі задається гранична умова Неймана $\partial T / \partial r = 0$ на осі симетрії Oz (рис. 1), а на зовнішніх границях заготовок – умова теплообміну з навколишнім середовищем:

$$-\lambda \partial T / \partial n = k(T - T_0),$$

де k – коефіцієнт тепловіддачі; T_0 – температура навколишнього середовища; n – вектор зовнішньої нормалі до відповідної границі.

Електромагнітна та тепла задачі розв'язувались чисельним методом кінцевих елементів у прикладному пакеті програм мультифізичного моделювання Comsol [6, 7].

Результати спільного розв'язання польових задач наведено на рис. 2 а – розподіл температури в перерізі заготовки, що рухається зі швидкістю $v = 0,007$ м/с, та на рис. 2 б – розподіл температури вздовж заготовки, де показано характер зростання температури в матеріалі заготовки залежно від поздовжньої координати. Температура заготовки на виході з індуктора дорівнює 830°C . На рис. 2 б наведено також порівняльні дані щодо рівня нагріву заготовки, визначеного за польовою задачею в пакеті Comsol та коловою задачею, реалізованою в пакеті Matlab/Simulink та описаною далі.

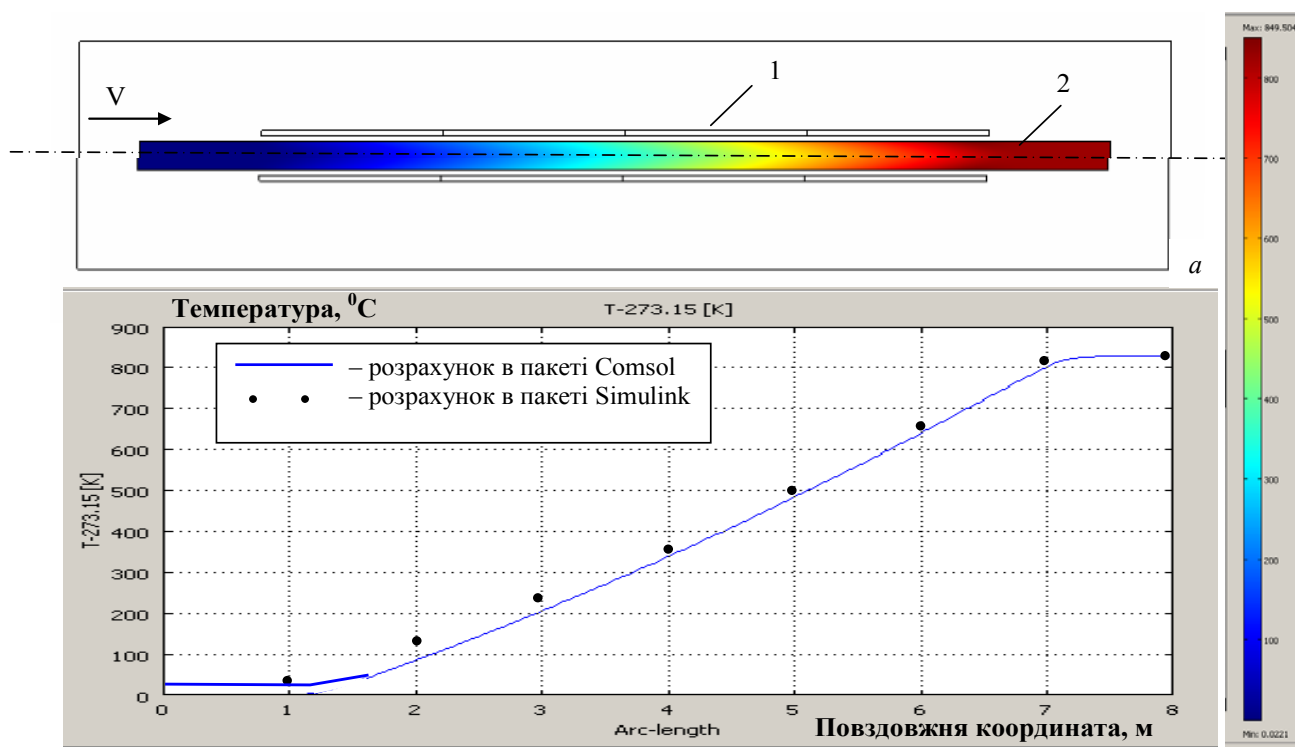


Рис. 2

б

Розрахунок температури на основі теорії теплових кіл. Описана вище електротеплова задача розв'язувалась іншим методом – за допомогою теплових еквівалентних кіл. У рамках альтернативного підходу була розроблена колова теплова модель, реалізована в пакеті Matlab/Simulink.

Складові моделі індукційної установки нагріву рухомої мідної заготовки великої довжини показано на рис. 3. Під час побудови моделі вся заготовка поділялася за довжиною на вісім рівних елементів, кожному з яких у колі відповідає свій вузол, позначений на рис. 3 як 1...8. Для розробленої колової моделі застосовано метод контрольного об'єму [8], а кожний з

Теплове коло, що показано на рис. 3, містить послідовно з'єднані резистивні елементи $R_1...R_8$, які відповідають процесу теплопередачі за механізмом теплопровідності між цими елементами. Їхні значення розраховуються за формулою

$$R = l/(\lambda S),$$

де l – довжина кожного з обраних елементів заготовки; S – площа їхнього перерізу; λ – теплопровідність матеріалу заготовки.

Керовані джерела струму $J_1...J_6$ у схемі на рис. 3 відповідають резистивним втратам в елементах заготовки, що виникають у гармонічному магнітному полі індуктора. Такі значення для кожного елемента розраховувались через розв'язання польової задачі в програмі Comsol, крім того, вони можуть бути визначені за відомою методикою розрахунку індукційних установок, наприклад, [2].

Керовані джерела струму $J_7...J_{14}$ відповідають за конвективне перенесення теплоти і розраховуються на основі виразу:

$$J = \rho S v C_p T,$$

де v – швидкість руху заготовки.

Резистивні елементи $R_9...R_{15}$ відповідають за передачу теплоти від заготовки у навколишнє середовище. Температура цього середовища задається за допомогою джерела постійної напруги E , рівного 20^0C . Як засоби візуалізації результатів розрахунку моделі використовувалися дисплеї, розташовані внизу на рис. 3. Вони відображають значення температури у відповідному вузлі (елементі) теплового кола.

Граничні умови задачі такі: температура заготовки на вході в індуктор задавалася рівною 20^0C , а на виході з індуктора визначався тепловий потік, що дорівнює конвективному потоку (задається за допомогою керованого джерела струму).

Результати розрахунку індукційної установки в усталеному режимі на основі розробленого теплового кола показано на рис. 2 б точками. Видно, що дані добре узгоджуються з результатами, одержаними за польовою моделлю. Це зі свого боку свідчить про достовірність побудованої теплової моделі. Деяка відмінність у значеннях температури на початковій ділянці заготовки пояснюється малою дискретизацією заготовки (використовувалося вісім елементів, розташованих за її довжиною). Зазначимо, що для підвищення точності розрахунку кількість обраних елементів може бути значно збільшено завдяки дискретизації заготовки як за довжиною, так і за радіусом.

Порівняння двох підходів. Визначимо переваги та недоліки кожного з розглянутих підходів до моделювання процесів в індукційній установці.

1) Метод теорії поля характеризується високою точністю розрахунку розподілу температури в об'ємі заготовки, але потребує використання комп'ютерів великої потужності, а також не дає змогу моделювати електричні процеси в електричному джерелі живлення складної структури, наприклад, за наявності випрямляча та інвертора.

2) Метод на основі теплових кіл є простішим у реалізації, не потребує використання комп'ютерів великої потужності, дає змогу швидко в режимі on-line одержувати значення температури заготовки за зміни вхідних параметрів (швидкість руху заготовки, струм в індукторі, ін.). Після доповнення моделі електричним колом джерела живлення такий підхід дає змогу з високою точністю моделювати процеси в інверторі як елементі джерела живлення та в компенсуючій ємності, а також моделювати в такому випадку всю систему, наприклад, автоматичного керування температурою заготовки як на виході з індуктора, так і її розподілом вздовж заготовки. Як недолік цього методу треба зазначити меншу точність розрахунку порівняно з методом на основі теорії поля.

Висновки. У роботі представлено модель для розрахунку теплових процесів в установках індукційного нагріву заготовки, що рухається. Модель базується на еквівалентних теплових колах і враховує конвективне перенесення теплоти вздовж рухомої заготовки через використання додаткових елементів, якими є керовані джерела струму. Модель реалізована в програмному пакеті Matlab/Simulink. За її допомогою визначається розподіл температури вздовж заготовки в усталеному тепловому режимі нагрівання. Результати розрахунків за такою моделлю

лю порівнюються з розрахунковими даними, отриманими альтернативним методом, на основі теорії електромагнітного і теплового поля, реалізацію якого проведено в програмі комп'ютерного моделювання Comsol. Показано близький збіг результатів розрахунків розподілу температури вздовж заготовки, отриманих за допомогою двох різних підходів. Зазначаються переваги та недоліки кожного з розглянутих методів.

Робота фінансується за держбюджетною темою "Розвиток теорії, розроблення методів інтелектуалізації технологічних процесів та засобів керування, моніторингу, діагностування і вимірювання в електроенергетичних та електротехнічних системах" (Шифр «ІНТЕХЕН-2»), що виконується за Постановою Президії від 18.12.2019 р., протокол № 339 та Постановою від 23.12.2020 р., протокол № 296. Державний реєстраційний номер робот 0120U2125. КПКВК 6541030.

1. Rudnev V., Loveless D., Cook R., Black M. Handbook of induction heating. Marcel Dekker Inc. 2003, 800 p. DOI: <https://doi.org/10.1201/9781420028904>
2. Немков В.С., Демидович В.Б. Теория и расчет устройств индукционного нагрева. Л., Энергоатомиздат, 1988, 280 с.
3. Подольцев А.Д., Кучерявая И.Н. Многомасштабное моделирование в электротехнике. Киев: Артпринт. 2011, 256 с.
4. Филиппов И.Ф. Основы теплообмена в электрических машинах. Л.: Энергия, 1974, 384 с.
5. Boglietti A., Cavagnino A., Staton D., Shanel M., Mueller M., Mejuto C. Evolution and modern approaches for thermal analysis of electrical machines. *IEEE Trans. on Industrial Electronics*. 2009. Vol. 56. No 3. Pp. 871–882. DOI: <https://doi.org/10.1109/TIE.2008.2011622>
6. Comsol multiphysics modeling and simulation software. URL: <http://www.comsol.com/>
7. Подольцев А.Д., Кучерявая И.Н. Мультифизическое моделирование в электротехнике. К.: Институт электродинамики, 2015, 305 с.
8. Патанкар С. Численные методы решения задач теплообмена и динамики жидкости. М.: Энергоатомиздат, 1984, 150 с.

TWO APPROACHES TO THE COMPUTATION OF ELECTROTHERMAL PROCESSES AT INDUCTION HEATING OF MOVING INGOTS – BY FIELD THEORY AND THERMAL CIRCUIT THEORY

A.A. Shcherba¹, A.D. Podoltsev¹, I.M. Kucheriava¹, V.M. Zolotarev², R.V. Bilianin²

¹Institute of Electrodynamics of the National Academy of Sciences of Ukraine,

pr. Peremohy, 56, Kyiv, Ukraine

e-mail: podol@ied.org.ua,

²Yuzhcable works, PJSC,

Avtogenna str., 7, Kharkiv, 61099, Ukraine

The model for the computation of thermal processes in induction heating installations with moving ingots is developed using equivalent thermal circuits. The controlled current sources as additional elements in the model are used to take into account the convective heat transfer along the moving ingot. The model is implemented in the program Matlab/Simulink and makes it possible to determine the temperature distribution along the ingot under steady-state heating conditions. The results are compared with data obtained by the alternative method which is based on the electromagnetic and thermal field theory and realized in the Comsol program. As shown the computational results by two methods concerning the temperature distribution along the ingot are in good agreement. The existing advantages and shortcomings of the used approaches are discussed. Ref. 8, fig. 3, table.

Keywords: induction heating installation, moving ingot, computation of electromagnetic and thermal fields, thermal circuit model of the installation, convective heat transfer, comparison of computed results.

1. Rudnev V., Loveless D., Cook R., Black M. Handbook of induction heating. Marcel Dekker Inc. 2003, 800 p. DOI: <https://doi.org/10.1201/9781420028904>
2. Nemkov V.S., Demidovich V.B. Theory and calculation of induction heating devices. Leningrad: Energoatomizdat, 1988, 280 p. (Rus)
3. Podoltsev A.D., Kucheriava I.M. Multiscale modeling in electrical engineering. Kyiv: Institute of Electrodynamics, Ukrainian Academy of Sciences, 2011, 256 p. (Rus)
4. Philippov I.F. Basics of heat exchange in electric motors. Leningrad: Energiia, 1974. 384 p. (Rus)
5. Boglietti A., Cavagnino A., Staton D., Shanel M., Mueller M., Mejuto C. Evolution and modern approaches for thermal analysis of electrical machines. *IEEE Trans. on Industrial Electronics*. 2009. Vol. 56. No 3. Pp. 871–882. DOI: <https://doi.org/10.1109/TIE.2008.2011622>
6. Comsol multiphysics modeling and simulation software. URL: <http://www.comsol.com/>
7. Podoltsev A.D., Kucheriava I.M. Multiphysics modeling in electrical engineering. Kyiv: Institute of Electrodynamics, 2015, 305 p. (Rus)
8. Patankar S. Numerical heat transfer and fluid flow. Moskva: Energoatomizdat, 1984, 150 p. (Rus)

УДК 621.3.011.22: 621.3.014.14: 519.65

DOI: <https://doi.org/10.15407/publishing2021.59.011>

ПАРАМЕТРИ НЕВ'ЯЗКИ АПРОКСИМАЦІЙ ДИСКРЕТНО ЗАДАНИХ ЗАЛЕЖНОСТЕЙ АНАЛІТИЧНИМИ ФУНКЦІЯМИ ТА КРИТЕРІЙ ПОШУКУ ОПТИМАЛЬНИХ ЗНАЧЕНЬ ЇХНІХ КОЕФІЦІЄНТІВ

Н.А. Шидловська*, чл.-кор. НАН України, С.М. Захарченко**, докт. техн. наук,

І.Л. Мазуренко***, канд. техн. наук

Інститут електродинаміки НАН України,

просп. Перемоги, 56, Київ, 03057, Україна

e-mail: snzakhar@ukr.net

Наведено універсальні параметри нев'язки апроксимацій дискретно заданих залежностей аналітичними функціями і критерій пошуку оптимальних значень їхніх коефіцієнтів та аналіз особливостей їхнього застосування. Запропоновано параметри нев'язки апроксимацій, які не залежать від діапазонів змін значень функцій та від кількості точок дискретно заданої залежності і можуть бути придатні для порівняння якості апроксимацій будь-яких залежностей будь-якими функціями. Виконано апроксимації дискретно заданої залежності математичного сподівання еквівалентного електричного опору шару гранул алюмінію під час їхнього іскроерозійного диспергування у воді від миттєвих значень розрядного струму. В якості апроксимуючих функцій вибрано степеневу з показником степеня -1 та функцію з експоненціальною складовою. За низкою критеріїв найменшої похибки апроксимації знайдено оптимальні значення коефіцієнтів обох апроксимуючих функцій. Показано, в яких випадках доцільно використовувати об'єднані критерії пошуку оптимальних значень коефіцієнтів апроксимуючих функцій, а в яких достатньо простих однокомпонентних критеріїв. Бібл. 27, рис. 2, табл. 2.

Ключові слова: електричний опір, розрядний струм, іскроерозійне диспергування, апроксимація, нев'язка, критерій пошуку.

Вступ. Важливим етапом побудови математичних моделей отриманих у ході експериментів дискретно заданих залежностей є їхня апроксимація аналітичними функціями. При підборі формули апроксимуючої функції потрібно враховувати вигляд її графіка, узгодженість з фізичною природою отриманої у ході експериментів залежності, області визначення та значень функції, наявність особливих точок, складність її інтегрування і диференціювання та ін. [1]. Важливим фактором, що впливає на точність апроксимації, є підбір оптимальних значень коефіцієнтів аналітичної функції, які забезпечують мінімальні розходження з дискретно заданими вхідними даними. Вже понад два сторіччя для знаходження їхніх оптимальних з точки зору мінімально можливих розходжень з вхідними даними значень використовується метод найменших квадратів (МНК) [2, 3], а пізніше – його різновиди: зважений МНК, нелінійний МНК та узагальнений МНК [4].

Але критерій мінімального значення суми квадратів різниць (СКР) отриманої в ході експериментів дискретно заданої величини y_e та значень апроксимуючої її аналітичної функції y_a , який використовується у МНК, при одних і тих же значеннях аргументів не завжди дозволяє легко і з малою кількістю ітерацій знайти оптимальні з точки зору забезпечення найкращого наближення значення коефіцієнтів цієї функції [1]. Крім того, СКР не є зручним універсальним критерієм якості (тобто ступеня точності) апроксимації, оскільки відображає не відносну величину, а квадрат різниці апроксимованих і дискретно заданих значень і залежить від кількості дискретних точок залежності N . Середнє значення СКР теоретично не залежить від кількості дискретних точок залежності, але все одно не може бути універсальним критерієм якості апроксимації, оскільки не є відносною величиною [1]. Корінь із середнього значення СКР характеризується однаковою розмірністю з експериментальними даними, але він знову залежить від кількості дискретних точок N . Відношення кореня середнього значення СКР до математичного сподівання дискретно заданої величини $M[y_e]$ дає змогу перейти до відносних критеріїв, що наближає його до універсальних критеріїв, але це відношення залежить від кількості дискретних точок, тому не може вважатися універсальним критерієм [1].

© Шидловська Н.А., Захарченко С.М., Мазуренко І.Л., 2021

ORCID ID: *<https://orcid.org/0000-0002-9907-7416>, **<https://orcid.org/0000-0002-8597-8045>,

***<https://orcid.org/0000-0002-0146-7396>

Актуальною і важливою задачею подальшого розвитку методів апроксимації результатів вимірювань в напрямках підвищення їх точності та зниження трудомісткості є розроблення нових ефективних критеріїв пошуку оптимальних значень коефіцієнтів апроксимуючих функцій, а також універсальних параметрів нев'язки, придатних для порівняння похибок апроксимацій незалежно від кількості дискретно заданих результатів вимірювань, властивостей аналітичних функцій тощо.

Метою роботи є синтез ефективних універсальних параметрів нев'язки апроксимацій дискретно заданих залежностей аналітичними функціями і критеріїв пошуку оптимальних з точки зору мінімально можливих розходжень з вхідними даними значень їхніх коефіцієнтів та аналіз особливостей їхнього застосування.

Синтез та аналіз параметрів і критеріїв. В якості параметра нев'язки апроксимації на основі СКР відомо використання відносного стандартного відхилення оцінки експериментальних і наближених значень [5, 6], яке є відношенням середнього квадратичного відхилення N дискретно заданих значень від наближених значень залежності $\sigma[y_e, y_a]$ до математичного сподівання дискретно заданої величини:

$$\nu = 100\% \cdot \sigma[y_e, y_a] / M[y_e] = \sqrt{N \cdot \sum_{j=1}^N (y_{ej} - y_{aj})^2} / \sum_{j=1}^N y_{ej}. \quad (1)$$

Критерієм пошуку оптимальних значень коефіцієнтів апроксимуючої функції у цьому випадку може бути мінімальне (у ідеальному випадку нульове) значення (1). Хоча параметр нев'язки апроксимації (1) є безрозмірним, він не може бути універсальним, тобто використовуватись для порівняння якості апроксимації будь-яких дискретно заданих залежностей будь-якими аналітичними функціями, оскільки його значення залежать від кількості дискретно заданих точок N отриманої у ході експериментів залежності. Цей недолік легко виправити, дещо змінивши формулу (1):

$$\nu_1 = 100\% \cdot \sqrt{\sum_{j=1}^N (y_{ej} - y_{aj})^2} / \sum_{j=1}^N y_{ej}. \quad (2)$$

Параметр (2) є універсальним: він безрозмірний і не залежить від кількості точок дискретно заданої залежності (кількості вимірювань). Кількість дискретних точок при розрахунку середньої суми квадратів відхилень скорочується з кількістю точок при розрахунку математичного сподівання дискретно заданої величини. Таким чином, параметр (2) є приведеним до кількості вимірювань відносним стандартним відхиленням оцінки експериментальних і наближених значень. За допомогою (2) можна порівнювати якість апроксимації будь-яких дискретно заданих залежностей будь-якої кількості пар значень, незалежно від розміру області визначення та значень функції.

Спрямувавши значення ν_1 в (2) до нуля, його можна використовувати як критерій пошуку оптимальних значень коефіцієнтів апроксимуючої функції. Але при знаходженні за критерієм мінімуму виразу (2) оптимальних значень коефіцієнтів апроксимуючих функцій, слід пам'ятати, що він більш чутливий до розходжень результатів апроксимації з експериментальними даними у дискретних точках з великими значеннями, ніж до аналогічних показників у точках з малими значеннями. Тому знайдені за критерієм мінімального значення (2) коефіцієнти апроксимуючої функції забезпечуватимуть більш якісну апроксимацію в області великих значень функції, ніж в області її малих значень.

Зменшити вплив цієї особливості критерію мінімуму (2) на якість апроксимації можна, використавши інший критерій – мінімального середнього значення модулів відносних відхилень дискретних і апроксимованих значень [6]:

$$|\delta_1| = \frac{100\%}{N} \sum_{j=1}^N |(y_{ej} - y_{aj}) / y_{ej}|. \quad (3)$$

Універсальний параметр нев'язки (3) дає інформацію про середню відносну похибку апроксимації у всьому діапазоні зміни значень функції. Якщо мінімальне значення (3) використовувати як критерій пошуку оптимальних значень коефіцієнтів апроксимуючих функцій,

то визначені у такий спосіб коефіцієнти функції можуть забезпечувати більш високу якість апроксимації в областях малих значень дискретно заданих залежностей у порівнянні з функціями, коефіцієнти яких знайдено за критерієм мінімуму (2).

Наступним логічним кроком підвищення якості апроксимації в усьому діапазоні змін значень функцій є розроблення об'єднаного параметра нев'язки та розроблення на його основі критерію пошуку оптимальних значень коефіцієнтів апроксимуючих функцій. Одним з таких критеріїв може бути мінімальне значення середньозваженої суми (2) і (3) з ваговими коефіцієнтами b_1 та b_2 [7] відповідно:

$$\beta_{2b} = (b_1 \cdot \nu_1 + b_2 \cdot |\delta_1|) / (b_1 + b_2). \quad (4)$$

Оскільки параметри нев'язки, що обчислюються за (2) і (3), є безрозмірними (пронормованими), то у більшості випадків їх можна вважати однаково важливими. У такому разі немає потреби у введенні вагових коефіцієнтів, і вираз (4) можна спростити:

$$\beta_2 = (\nu_1 + |\delta_1|) / 2. \quad (5)$$

Параметр (5) є універсальним показником якості апроксимації. Ще одним параметром нев'язки апроксимації є систематична адитивна (додатна або від'ємна) постійна складова відхилень апроксимованих значень від дискретно заданих. Вона може виникнути у разі, якщо апроксимуюча функція суттєво відхиляється вище або нижче від тренду дискретно заданої залежності. Параметри (1) – (5) не відображають систематичну адитивну постійну складову нев'язки апроксимації у явному вигляді. Одним з універсальних параметрів нев'язки апроксимації, який відображає цю складову, є середнє значення відносних відхилень дискретних і апроксимованих значень [1]:

$$\delta = \frac{100\%}{N} \sum_{j=1}^N ((y_{ej} - y_{aj}) / y_{ej}). \quad (6)$$

Хоча параметр (6) є універсальним і відображає середнє значення відносних відхилень дискретних і апроксимованих значень для будь-яких дискретно заданих залежностей та їхніх апроксимацій, його мінімальне значення само по собі не може бути ефективним критерієм пошуку оптимальних значень коефіцієнтів апроксимуючих функцій. Існує велика імовірність того, що навіть за рівності нулю виразу (6) майже в усіх точках дискретно заданої залежності будуть великі її відхилення від значень апроксимуючої функції. Такий випадок майже зі стовідсотковою імовірністю матиме місце при апроксимації будь-якої залежності константою. Але використання складової (6) у складі об'єднаних параметрів нев'язки та критеріїв пошуку оптимальних значень коефіцієнтів апроксимуючих функцій на їхній основі може забезпечити суттєве зменшення систематичної адитивної постійної складової відхилень апроксимованих значень від дискретно заданих. Одним із таких об'єднаних параметрів нев'язки з ваговими коефіцієнтами складових b_1 , b_2 та b_3 може бути наступний:

$$\beta_{3b} = (b_1 \cdot \nu_1 + b_2 \cdot |\delta_1| + b_3 \cdot |\delta|) / (b_1 + b_2 + b_3). \quad (7)$$

Якщо всі складові (7) однаково важливі, то так само, як і у попередньому випадку, від вагових коефіцієнтів можна відмовитися. Тоді (7) спроститься до вигляду [6]:

$$\beta_3 = (\nu_1 + |\delta_1| + |\delta|) / 3. \quad (8)$$

Хоча критерій мінімуму (8) є дуже перспективним для знаходження оптимальних значень коефіцієнтів апроксимуючих функцій, сам по собі вираз (8) важко назвати достатньо універсальним і придатним для всебічного аналізу параметром нев'язки апроксимації. З цієї задачею, на наш погляд, найкраще справляється вираз (3). У разі, якщо потрібен додатковий аналіз, можна рекомендувати залучення іще і параметрів (2) та (6).

Практичні аспекти використання параметрів нев'язки апроксимацій і критеріїв пошуку оптимальних значень коефіцієнтів апроксимуючих функцій. Розглянемо випадок апроксимації отриманої в результаті прямих експериментів дискретної залежності математичного сподівання еквівалентного електричного опору шару гранул алюмінію у воді $M[R]_e$ в процесі їхнього іскроерозійного диспергування [8] від миттєвих значень розрядного струму i на задніх фронтах його імпульсів [9], яка на рис. 1 та 2 представлена трикутниками з

вершинами, зорієнтованими угору. Хід і умови експериментів детально описані у [9], тому тут на них зосереджуватись не будемо.

Іскроерозійне диспергування шарів гранул металів і сплавів дуже важливий процес, який добре зарекомендував себе як один з найтехнологічніших та найекологічніших при високопродуктивному отриманні їхніх порошків зі спеціальними властивостями [10–15]. При іскроерозійному диспергуванні у воді гранул утворюючих коагулянт металів (*Fe, Al*) відбувається знезараження [16] та очищення [17, 18] водних скидів, а гранул біологічно активних металів (*Ag, Cu, Zn, Fe, Mo, Co, Mg, Mn*) – виробництво біоцидних і біогенних гідрозолів [19] для подальшого використання у рослинництві [20] і тваринництві [21].

Еквівалентний електричний опір шарів металевих гранул в процесі їхнього електроіскрового диспергування залежить від багатьох чинників, які можуть бути охарактеризовані як детермінованими, так і стохастичними величинами [22]. Зокрема, від розрядного струму [23, 24], його стохастичних флуктуацій [9, 25], часу протікання [26] та ін.

Для апроксимації залежності еквівалентного електричного опору шарів металевих гранул від миттєвих значень розрядного струму найбільш широко використовуються функції на основі експоненціальної [24, 27] та на основі степеневі функції з показником степеня – 1 [1, 6, 23]. Тому розглянемо їх для апроксимації залежності математичного сподівання еквівалентного електричного опору шару гранул алюмінію від миттєвих значень розрядного струму в ньому на задніх фронтах струмових імпульсів. Запропонований у [27] вираз для нашого випадку перепишемо у вигляді:

$$M[R]_a = a_0 + a_1 \exp(-|i|/a_2), \quad (9)$$

де a_0 – коефіцієнт функції, який визначає мінімальну постійну складову активного опору у випадку, коли значення струму у навантаженні прямує до нескінченності [1], Ом; a_1 – коефіцієнт функції, який визначає різницю між максимальним (при мінімальном значенні струму з діапазону, що розглядається) значенням опору навантаження і його мінімальною постійною складовою a_0 , Ом; a_2 – значення струму, при зміні на яке опір навантаження змінюється в e разів, А. Індекс a в усіх виразах означає апроксимацію аналітичною функцією.

Отримані за критеріями мінімуму (2), (3), (5) та (8) значення коефіцієнтів у (9) та значення параметрів нев'язки апроксимацій (2), (3), (5), (6), (8) функції (9) наведено в табл. 1. Для знаходження значень коефіцієнтів апроксимуючої функції використовувався модуль «Пошук рішення» пакету Excel 2003 з відповідними обмеженнями їхніх значень за методикою, описаною у [6].

З аналізу наведених у табл. 1 даних впливає наступне:

1) значення коефіцієнтів у виразі (9), знайдені за критеріями мінімуму (3) та мінімуму (5), співпали. Тобто для даного конкретного випадку критерій мінімуму об'єднаного параметра β_2 (5) виявився надлишковим. У даному випадку складова $|\delta_1|$ у виразі (5) виявилась більш впливовою, ніж його складова ν_1 ;

2) систематичну адитивну похибку апроксимації враховував лише критерій мінімуму об'єднаного параметра β_3 (8), тому мінімальне значення параметра нев'язки δ (приблизно $8 \cdot 10^{-8} \%$) забезпечувало використання саме цього критерію. Але використання інших критеріїв, крім одного, також призводило до гарних результатів за цим параметром: його значення за двома іншими критеріями не перевищувало 1,55 %, а лише за критерієм $\min \nu_1$ склало приблизно $-10,87\%$, що занадто багато. У даному конкретному випадку при використанні критерію $\min \nu_1$ додаткова перевірка за параметром нев'язки δ виявилась доречною. Якщо апроксимуюча функція добре описує дискретну залежність, використання критерію мінімуму об'єднаного параметра β_3 із складовою δ може виявитись надлишковим;

3) значення коефіцієнтів у (9), знайдені за критеріями мінімуму $|\delta_1|$ та мінімуму β_3 , відрізняються несуттєво, набагато менше, ніж знайдені за критеріями мінімуму $|\delta_1|$ та міні-

муму ν_1 . Тобто у даному конкретному випадку складова $|\delta_1|$ об'єднаних критеріїв β_2 і β_3 є домінуючою.

На рис. 1 представлено графіки апроксимуючої функції (9), коефіцієнти якої знайдено за наступними критеріями: мінімуму $|\delta_1|$ (3) – суцільною лінією (синього кольору в електронній версії статті), мінімуму ν_1 (2) – точками (червоного кольору) і мінімуму β_3 (8) – пунктирною лінією (зеленого кольору). Графіки апроксимуючої функції, коефіцієнти якої знайдено за критеріями мінімуму $|\delta_1|$ та мінімуму β_3 , майже співпадають, що узгоджується з наведеним вище аналізом даних табл. 1. Графік функції (9), коефіцієнти якої знайдено за критерієм мінімуму ν_1 , дещо гірше за попередні графіки узгоджується з дискретними даними в області малих значень функції, що було передбачено вище.

З урахуванням фізики процесів, які протікають при іскроерозійному диспергуванні занурених у робочу рідину шарів металевих гранул, детально описаних у [1], було запропоновано електричну схему заміщення такого навантаження. Схема складається з двох паралельних гілок. Перша гілка містить послідовно з'єднані активний постійний опір, який моделює відповідні складові опорів металевих гранул та плазмових каналів, а також джерело проти-ЕРС, що моделює падіння напруги на нелінійній складовій опорі плазмових каналів. Другою гілкою є лінеаризований активний опір робочої рідини [1]. За цією схемою побудовано спрощену математичну модель, що описує залежність її еквівалентного електричного опору від струму:

$$M[R]_a = a_2(a_0 + a_1|i|^{-1}) / (a_0 + a_1|i|^{-1} + a_2), \quad (10)$$

де a_0 – коефіцієнт функції, який визначає мінімальну постійну складову активного опору у гілці схеми заміщення з джерелом проти-ЕРС [1], Ом; a_1 – коефіцієнт функції, який визначає величину проти-ЕРС у схемі заміщення [1], В; a_2 – коефіцієнт, який є лінеаризованим опором робочої рідини у схемі заміщення [1], Ом.

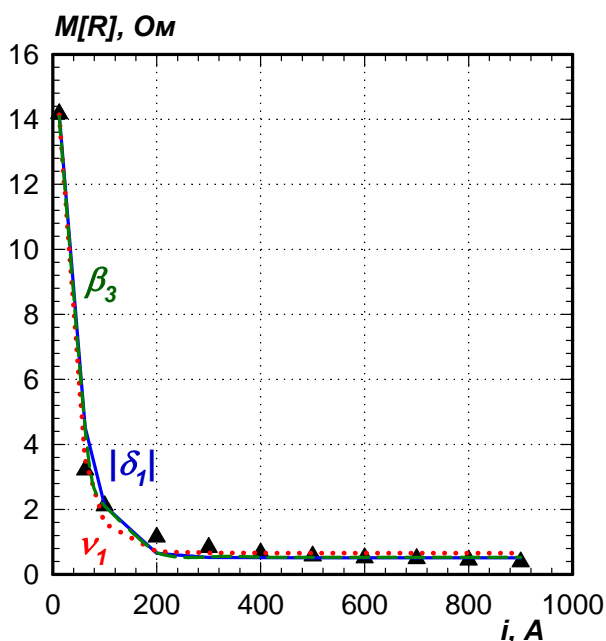


Рис. 1

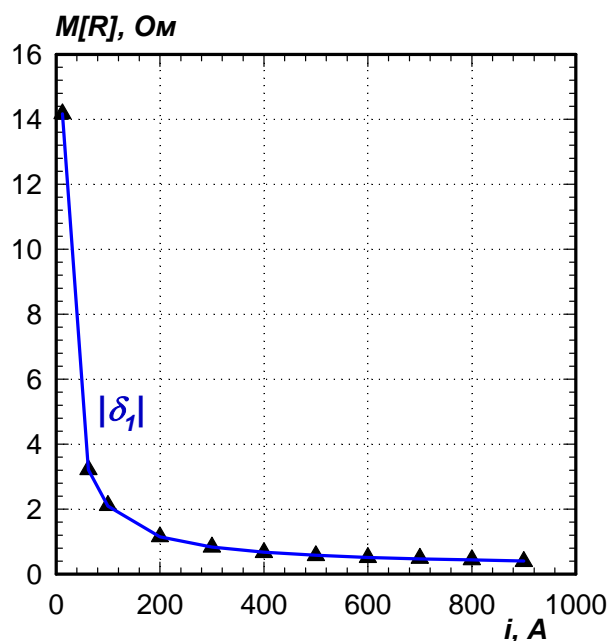


Рис. 2

Отримані за критеріями мінімуму (2), (3), (5) та (8) значення коефіцієнтів (10) та відповідні значення параметрів нев'язки апроксимацій (2), (3), (5), (6), (8) для функції (10) наведено в табл. 2. Знаходження значень коефіцієнтів (10) відбувалось за описаною вище для функції (9) методикою.

Аналіз даних, наведених у табл. 2, повністю підтверджує результати аналізу даних табл. 1, однак є певні доповнення. Функція (10) набагато краще апроксимує дискретну зале-

жність $M[R]_e(i)$ (рис. 2), ніж функція (9) (рис. 1). Найменше значення середнього значення модулів відносних похибок апроксимації $|\delta_1|$ функцією (10) складає лише 1,278 % (табл. 2) у порівнянні з 18,92 % функцією (9) (табл. 1). Такі малі значення параметрів нев'язки апроксимації функцією (10) внаслідок більш адекватного відображення нею особливостей фізичних процесів призводять до того, що значення коефіцієнтів у (10), знайдені за різними критеріями, майже не відрізняються. Тому на рис. 2 разом з даними дискретної залежності $M[R]_e(i)$ суцільною лінією наведено лише один варіант функції (10), за якого її коефіцієнти знайдено за критерієм мінімуму $|\delta_1|$ (3). Надлишковість використання критеріїв мінімуму об'єднаних параметрів при пошуку оптимальних значень коефіцієнтів апроксимуючої функції (10) більш очевидна (табл. 2).

Таблиця 1

| Критерії пошуку | Значення коефіцієнтів | | | Значення параметрів нев'язки апроксимацій | | | | |
|-------------------|-----------------------|-----------|----------|---|--------------|-------------|---------------|---------------|
| | $a_0, Ом$ | $a_1, Ом$ | $a_2, А$ | $ \delta_1 , \%$ | $\delta, \%$ | $\nu_1, \%$ | $\beta_2, \%$ | $\beta_3, \%$ |
| $\min \delta_1 $ | 0,51198 | 18,55810 | 40,79108 | 18,92095 | 1,54640 | 5,92736 | 12,42416 | 8,79824 |
| $\min \nu_1$ | 0,65494 | 19,83601 | 32,39273 | 26,78103 | -10,86755 | 3,69113 | 15,23608 | 13,77990 |
| $\min \beta_2$ | 0,51198 | 18,55810 | 40,79108 | 18,92095 | 1,54640 | 5,92737 | 12,42416 | 8,79824 |
| $\min \beta_3$ | 0,52522 | 18,45134 | 40,69084 | 19,37030 | 7,578E-08 | 5,82023 | 12,59526 | 8,39684 |

Таблиця 2

| Критерії пошуку | Значення коефіцієнтів | | | Значення параметрів нев'язки апроксимацій | | | | |
|-------------------|-----------------------|-----------|-----------|---|--------------|-------------|---------------|---------------|
| | $a_0, Ом$ | $a_1, В$ | $a_2, Ом$ | $ \delta_1 , \%$ | $\delta, \%$ | $\nu_1, \%$ | $\beta_2, \%$ | $\beta_3, \%$ |
| $\min \delta_1 $ | 0,19246 | 192,75228 | 153,58575 | 1,27797 | -0,14254 | 0,14226 | 0,71012 | 0,52092 |
| $\min \nu_1$ | 0,18984 | 193,62000 | 147,39497 | 1,30852 | -0,05219 | 0,13645 | 0,72248 | 0,49905 |
| $\min \beta_2$ | 0,19246 | 192,75228 | 153,58575 | 1,27797 | -0,14254 | 0,14226 | 0,71012 | 0,52092 |
| $\min \beta_3$ | 0,19136 | 192,76910 | 153,58531 | 1,29182 | 7,975E-06 | 0,14333 | 0,71758 | 0,47839 |

Висновки та узагальнення. 1. Запропоновано універсальні параметри нев'язки апроксимацій аналітичними функціями дискретно заданих залежностей за виразами (2), (3), (5) і (8). Параметри ν_1 , $|\delta_1|$, β_2 та β_3 є безрозмірними. Вони не залежать від діапазонів змін значень функцій та від кількості точок дискретно заданої залежності і можуть бути придатні для порівняння якості апроксимацій будь-яких залежностей будь-якими функціями.

2. Використання в якості критеріїв пошуку оптимальних значень коефіцієнтів апроксимуючих функцій мінімальних значень об'єднаних параметрів β_2 та β_3 здатне підвищити якість апроксимації в усьому діапазоні змін значень функції та мінімізувати систематичну адитивну похибку апроксимації у порівнянні з використанням простих однокомпонентних критеріїв пошуку.

3. На значення параметрів нев'язки апроксимації більший вплив має здатність апроксимуючої функції адекватно описувати дискретно задану залежність в усьому діапазоні змін її значень, ніж використання більш досконалих критеріїв пошуку оптимальних значень коефіцієнтів апроксимуючої функції.

4. Якщо апроксимуюча функція з високою точністю описує дискретно задану залежність в усьому діапазоні змін її значень, оптимальні значення коефіцієнтів цієї функції, знайдені за різними критеріями пошуку, мало відрізняються. У цьому випадку використання складних критеріїв пошуку оптимальних значень коефіцієнтів за мінімальними значеннями об'єднаних параметрів може виявитись надлишковим.

5. За усіма розглянутими тут універсальними параметрами нев'язки функція, що має у своєму складі степеневу з показником -1 , краще апроксимує дискретно задану залежність математичного сподівання еквівалентного електричного опору шару гранул алюмінію під час їхнього іскроерозійного диспергування у воді від миттєвих значень розрядного струму, ніж функція, що містить експоненціальну складову.

Роботу виконано частково за рахунок бюджетної теми «Розроблення теорії та принципів побудови енергоєфективних перетворювальних пристроїв стабілізації та регулювання параметрів електромагнітної енергії для систем живлення сучасних електротехнологічних комплексів» (шифр «Сигма-Ш4»). Державний реєстраційний номер 0117U000291, КПКВК 6541030.

1. Захарченко С.Н. Моделирование зависимости электрического сопротивления гранулированных токопроводящих сред от протекающего в них импульсного тока. *Технічна електродинаміка*. 2012. № 5. С. 17–27.
2. Линник Ю.В. Метод наименьших квадратов и основы математико-статистической теории обработки наблюдений. М.: Гос. изд-во физ.-мат. лит., 1962. 354 с.
3. Виноградов В.Н., Гай Е.В., Работнов Н.С. Аналитическая аппроксимация данных в ядерной и нейтронной физике. М.: Энергоатомиздат, 1987. 128 с.
4. Метод наименьших квадратов. URL: https://ru.wikipedia.org/w/index.php?title=Метод_наименьших_квадратов&stable=1. (дата доступу: 12.07.2021).
5. Ціделко В.Д., Яремчук Н.А. Невизначеність вимірювання. Обробка даних і подання результату вимірювання. К.: Політехніка, 2002. 176 с.
6. Шидловская Н.А., Захарченко С.Н., Черкасский А.П. Нелинейно-параметрическая модель электрического сопротивления гранулированных токопроводящих сред для широкого диапазона изменений приложенного напряжения. *Технічна електродинаміка*. 2014. № 6. С. 3–17.
7. Михеева Е.Н., Сероштан М.В. Управление качеством. М.: Издательско-торговая корпорация «Дашков и Ко», 2009. 708 с.
8. Berkowitz A.E., Hansen M.F., Parker F.T., Vecchio K.S., Spada F.E., Lavernia E.J., Rodriguez R. Amorphous soft magnetic particles produced by spark erosion. *Journal of Magnetism and Magnetic Materials*. 2003. Vol. 254–255. Pp. 1–6. DOI: [https://doi.org/10.1016/S0304-8853\(02\)00932-0](https://doi.org/10.1016/S0304-8853(02)00932-0)
9. Шидловська Н.А., Захарченко С.М. Дискретна нелінійно-імовірнісна модель еквівалентного електричного опору шару металевих гранул. *Технічна електродинаміка*. 2021. № 2. С. 3–12. DOI: <https://doi.org/10.15407/techmed2021.02.003>
10. Асанов У.А., Цой А.Д., Щерба А.А., Казекин В.И. Электроэрозионная технология соединений и порошков металлов. Фрунзе: Илим, 1990. 256 с.
11. Perekos A.E., Chernenko V.A., Bunayev S.A., Zalutskiy V.P., Ruzhitskaya T.V., Boitsov O.F., Kakazei G.N. Structure and Magnetic Properties of Highly Dispersed Ni-Mn-Ga Powders Prepared by Spark-Erosion. *Journal of Applied Physics*. 2012. Vol. 112. Pp. 093909-1 – 093909-7. DOI: <https://dx.doi.org/10.1063/1.4764017>
12. Monastyrsky G. Nanoparticles formation mechanisms through the spark erosion of alloys in cryogenic liquids. *Nanoscale Research Letters*. 2015. Vol. 10: 503. Pp. 1–8. DOI: <https://doi.org/10.1186/s11671-015-1212-9>
13. Harrington T., McElfresh C., Vecchio K.S. Spark erosion as a high-throughput method for producing bimodal nanostructured 316L stainless steel powder. *Powder Technology*. 2018. Vol. 328. Pp. 156–166. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2018.01.012>
14. Liu Y., Zhu K., Li X., Lin F., Li Y. Analysis of multi-scale Ni particles generated by ultrasonic aided electrical discharge erosion in pure water. *Advanced Powder Technology*. 2018. Vol. 29. Issue 4. Pp. 863–873. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.apt.2018.01.003>
15. Monastyrsky G.E., Yakovenko P.A., Kolomytsev V.I., Koval Yu.N., Shcherba A.A., Portier R. Characterization of spark-eroded shape memory alloy powders obtained in cryogenic liquids. *Materials Science and Engineering: A*. 2008. Vol. 481–482. Pp. 643–646. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.msea.2006.12.213>
16. Гончарук В.В., Щерба А.А., Захарченко С.Н., Савлук О.С., Потапченко Н.Г., Косинова В.Н. Дезинфицирующее действие объемного электроискрового разряда в воде. *Химия и технология воды*. 1999. Т. 21. № 3. С. 328–336.
17. Петриченко С.В., Цолин П.Л., Ющишина А.Н. Электроискровая очистка гальваностокков от ионов тяжелых металлов в проточном реакторе. *Электронная обработка материалов*. 2020. Т. 56, № 5. С. 109–114. DOI: <https://doi.org/10.5281/zenodo.4045711>.
18. Danilenko N.B., Savel'ev G.G., Yavorovskii N.A., Khaskel'berg M.B., Yurmazova T.A., Shamanskii V.V. Water purification to remove As(V) by electropulse treatment of an active metallic charge. *Russian Journal of Applied Chemistry*. 2005. Vol. 78. No 10. Pp. 1631–1635. DOI: <https://doi.org/10.1007/s11167-005-0575-6>
19. Щерба А.А., Захарченко С.Н., Лопатько К.Г., Афтандиянц Е.Г. Применение объемного электроискрового диспергирования для получения седиментационно устойчивых гидрозолей биологически активных металлов. *Праці Інституту електродинаміки НАН України*. 2009. Вип. 22. С. 74–79.
20. Лопатько К.Г., Мельничук М.Д. Фізика, синтез та біологічна функціональність нанорозмірних об'єктів. К.: Видавничий центр НУБіП України, 2013. 297 с.

21. Борисевич В.Б., Каплуненко В.Г., Косинов Н.В., Борисевич Б.В. Наноматериалы и нанотехнологии в ветеринарной практике. К.: ВД «Авіцена», 2012. 512 с.
22. Шидловська Н.А., Захарченко С.М., Черкаський О.П. Фізичні передумови побудови математичних моделей електричного опору плазмоерозійних навантажень. *Технічна електродинаміка*. 2017. № 2. С. 5–12. DOI: <https://doi.org/10.15407/techmed2017.02.005>
23. Шидловская Н.А., Захарченко С.Н., Черкасский А.П. Анализ электромагнитных процессов в выходной цепи генератора разрядных импульсов с нелинейной моделью плазмоэрозийной нагрузки при изменении их параметров в широких диапазонах. *Технічна електродинаміка*. 2016. № 1. С. 87–95. DOI: <https://doi.org/10.15407/techmed2016.01.087>
24. Шидловский А.К., Щерба А.А., Супруновская Н.И. Энергетические процессы в электроимпульсных установках с емкостными накопителями энергии. К.: Интерконтиненталь-Украина, 2009. 208 с.
25. Ivashchenko D.S., Shcherba A.A., Suprunovska N.I. Analyzing Probabilistic Properties of Electrical Characteristics in the Circuits Containing Stochastic Load. Proc. IEEE International Conference on *Intelligent Energy and Power Systems IEPS-2016*. Kyiv, Ukraine, June 7–11, 2016. Pp. 45–48. DOI: <https://doi.org/10.1109/IEPS.2016.7521887>
26. Шидловська Н.А., Захарченко С.М., Черкаський О.П. Параметрична модель опору плазмоерозійного навантаження, адекватна в широкому діапазоні змін прикладеної напруги. *Технічна електродинаміка*. 2017. № 3. С. 3–12. DOI: <https://doi.org/10.15407/techmed2017.03.003>
27. Подольцев А.Д., Супруновская Н.И. Моделирование и анализ электроразрядных процессов в нелинейной RLC цепи. *Технічна електродинаміка. Тематичний випуск Проблеми сучасної електротехніки*. 2006. Ч.4. С. 3–8.

DISCREPANCY PARAMETERS OF APPROXIMATIONS OF DISCRETELY SPECIFIED DEPENDENCIES BY ANALYTICAL FUNCTIONS AND SEARCH CRITERIA FOR OPTIMAL VALUES OF THEIR COEFFICIENTS

N.A. Shydlovska, S.M. Zakharchenko, I.L. Mazurenko

Institute of Electrodynamics of the National Academy of Sciences of Ukraine,
pr. Peremohy, 56, Kyiv, 03057, Ukraine
e-mail: snzakhar@ukr.net

Universal discrepancy parameters of approximations of discretely specified dependencies by analytical functions and search criteria for optimal values of their coefficients, as well as analysis of features of their application are described. Discrepancy parameters of approximations, which do not depend on the ranges of variation of the values of functions and the number of points of a discretely specified dependence, are proposed. They can be effective for objectively comparing the quality of approximations of any dependencies by any functions. Approximations of a discretely specified dependence of the mathematical expectation of the equivalent electrical resistance of a layer of aluminum granules during spark-erosion dispersion in water on the instantaneous values of the discharge current are carried out. As approximating functions, we chose a power function with an exponent factor -1 and a function based on exponential. Using the criteria of the least approximation error, the optimal values of the coefficients of both approximating functions are founded. It is shown in which cases it is advisable to use the combined search criteria for the optimal values of the coefficients of the approximating functions, and in which are enough simple one-component ones. Ref. 27, fig. 2, tables 2.

Keywords: electrical resistance, discharge current, spark-erosion dispersion, approximation, discrepancy, search criteria.

1. Zakharchenko S.N. Modelling of Dependence of Electrical Resistance of Granulated Current-carrying Mediums from a Pulse Current Proceeding in them. *Tekhnichna Elektrodynamika*. 2012. No 5. Pp. 17–27. (Rus)
2. Linnik Yu.V. The least squares method and the foundations of the mathematical and statistical theory of observation processing. Moscow: State publishing house of physical and mathematical literature, 1962. 354 p. (Rus)
3. Vinogradov V.N., Gai E.V., Rabotnov N.S. Analytical data approximation in nuclear and neutron physics. Moscow: Energoatomizdat, 1987. 128 p. (Rus)
4. Least Squares Method. URL: https://ru.wikipedia.org/w/index.php?title=Metod_naimen'shih_kvadratov&stable=1. (accessed: 12.07.2021). (Rus)
5. Tsidelko V.D., Yaremchuk N.A. Measurement uncertainty. Data processing and presentation of the measurement result. Kyiv: Politekhnik, 2002. 176 p. (Ukr).
6. Shydlovskaya N.A., Zakharchenko S.N., Cherkasskyi A.P. Nonlinear-parametrical Model of Electrical Resistance of Current-Carrying Granulated Mediums for a Wide Range of Applied Voltage. *Tekhnichna Elektrodynamika*. 2014. No 6. Pp. 3–17. (Rus)
7. Mikheeva E.N., Seroshtan M.V. Quality management. Moskva: publishing-trading corporation «Dashkov & Co», 2009. 708 p. (Rus.)
8. Berkowitz A.E., Hansen M.F., Parker F.T., Vecchio K.S., Spada F.E., Lavernia E.J., Rodriguez R. Amorphous soft magnetic particles produced by spark erosion. *Journal of Magnetism and Magnetic Materials*. 2003. Vol. 254–255. Pp. 1–6. DOI: [https://doi.org/10.1016/S0304-8853\(02\)00932-0](https://doi.org/10.1016/S0304-8853(02)00932-0)

9. Shydlovska N.A., Zakharchenko S.M. Discrete Nonlinear-Probabilistic Model of the Equivalent Electrical Resistance of a Layer of Metal Granules. *Tekhnichna Elektrodynamika*. 2021. No 2. Pp. 3–12. (Ukr). DOI: <https://doi.org/10.15407/techmed2021.02.003>
10. Asanov U.A., Tsoj A.D., Shcherba A.A., Kazekin V.I. Electroerosive technology of interconnections and powders of metals. Frunze: Ilym, 1990. 256 p. (Rus.)
11. Perekos A.E., Chernenko V.A., Bunayev S.A., Zalutskiy V.P., Ruzhitskaya T.V., Boitsov O.F., Kakazei G.N. Structure and Magnetic Properties of Highly Dispersed Ni-Mn-Ga Powders Prepared by Spark-Erosion. *Journal of Applied Physics*. 2012. Vol. 112. Pp. 093909-1 – 093909-7. DOI: <https://dx.doi.org/10.1063/1.4764017>
12. Monastyrsky G. Nanoparticles formation mechanisms through the spark erosion of alloys in cryogenic liquids. *Nanoscale Research Letters*. 2015. Vol. 10: 503. Pp. 1–8. DOI: <https://doi.org/10.1186/s11671-015-1212-9>
13. Harrington T., McElfresh C., Vecchio K.S. Spark erosion as a high-throughput method for producing bimodal nanostructured 316L stainless steel powder. *Powder Technology*. 2018. Vol. 328. Pp. 156–166. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2018.01.012>
14. Liu Y., Zhu K., Li X., Lin F., Li Y. Analysis of multi-scale Ni particles generated by ultrasonic aided electrical discharge erosion in pure water. *Advanced Powder Technology*. 2018. Vol. 29. Issue 4. Pp. 863–873. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.apt.2018.01.003>
15. Monastyrsky G.E., Yakovenko P.A., Kolomytsev V.I., Koval Yu.N., Shcherba A.A., Portier R. Characterization of spark-eroded shape memory alloy powders obtained in cryogenic liquids. *Materials Science and Engineering: A*. 2008. Vol. 481–482. Pp. 643–646. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.msea.2006.12.213>
16. Goncharuk V.V., Shcherba A.A., Zakharchenko S.N., Savluk O.S., Potapchenko N.G., Kosinova V.N. Disinfectant action of the volume electrospark discharges in water. *Khimiia i tehnologiiia vody*. 1999. Vol. 21. No 3. Pp. 328–336. (Rus)
17. Petrichenko S.V., Tsolin P.L., Yushchishina A.N. Electric-spark cleaning of electroplating drains from heavy metal ions in a flow reactor. *Elektronnaya obrabotka materialov*. 2020. Vol. 56, No 5. Pp. 109–114. DOI: <https://doi.org/10.5281/zenodo.4045711>
18. Danilenko N.B., Savel'ev G.G., Yavorovskii N.A., Khaskel'berg M.B., Yurmazova T.A., Shamanskii V.V. Water purification to remove As(V) by electropulse treatment of an active metallic charge. *Russian Journal of Applied Chemistry*. 2005. Vol. 78. No 10. Pp. 1631–1635. DOI: <https://doi.org/10.1007/s11167-005-0575-6>
19. Shcherba A.A., Zakharchenko S.N., Lopatko K.G., Aftandilyants E.G. Application of volume electric spark dispersion for production steady to sedimentation hydrosols of biological active metals. *Pratsi Instytutu Elektrodynamiky Natsionalnoi Akademii Nauk Ukrainy*. 2009. Issue 22. Pp. 74–79. (Rus)
20. Lopatko K.G., Melnichuk M.D. Physics, synthesis and biological functionality of nanosize objects. Kyiv: Vidavnychij centr Natsionalnogo Universitetu Bioresursiv i Pririodokoristuvannya Ukraini, 2013. 297 p. (Ukr)
21. Borisevich V.B., Kaplunenko V.G., Kosinov N.V., Borisevich B.V. Nanomaterials and nanotechnology in veterinary practice. Kyiv: Publishing House “Avitsena”, 2012. 512 p.
22. Shydlovska N.A., Zakharchenko S.M., Cherkaskyi O.P. Physical Prerequisites of Construction of Mathematical Models of Electric Resistance of Plasma-erosive Loads. *Tekhnichna Elektrodynamika*. 2017. No 2. Pp. 5–12. (Ukr) DOI: <https://doi.org/10.15407/techmed2017.02.005>
23. Shydlovska N.A., Zakharchenko S.M., Cherkassky O.P. The Analysis of Electromagnetic Processes in Output Circuit of the Generator of Discharge Pulses with Non-linear Model of Plasma-erosive Load at Change Their Parameters in Wide Ranges. *Tekhnichna Elektrodynamika*. 2016. No 1. Pp. 87–95. (Rus) DOI: <https://doi.org/10.15407/techmed2016.01.087>
24. Shydlovskiy A.K., Shcherba A.A., Suprunovska N.I. Power Processes in Electrical Pulse Devices with Capacitive Energy Storages. Kyiv: Interkontinental-Ukraina, 2009. 208 p. (Rus)
25. Ivashchenko D.S., Shcherba A.A., Suprunovska N.I. Analyzing Probabilistic Properties of Electrical Characteristics in the Circuits Containing Stochastic Load. Proc. IEEE International Conference on *Intelligent Energy and Power Systems IEPS-2016*. Kyiv, Ukraine, June 7–11, 2016. Pp. 45–48. DOI: <https://doi.org/10.1109/IEPS.2016.7521887>
26. Shydlovska N.A., Zakharchenko S.M., Cherkaskyi O.P. Parametric Model of Resistance of Plasma-erosive Load, Adequate in the Wide Range of Change of Applied Voltage. *Tekhnichna Elektrodynamika*. 2017. No 3. Pp. 3–12. (Ukr) DOI: <https://doi.org/10.15407/techmed2017.03.003>
27. Podoltsev A.D., Suprunovskaya N.I. Modelling and the analysis of electric discharge processes in nonlinear RLC-circuits. *Tekhnichna elektrodynamika. Tematichnyi vypusk “Problemy suchasnoi elektrotehniky”*. 2006. Vol. 4. P. 3–8. (Rus)

Надійшла: 14.07.2021

Received: 14.07.2021

ЕЛЕКТРОТЕХНОЛОГІЧНІ КОМПЛЕКСИ ТА СИСТЕМИ

УДК 537.85

DOI: <https://doi.org/10.15407/publishing2021.59.020>**ВПЛИВ П-ПОДІБНОГО МАГНІТОПРОВОДУ ІМПУЛЬСНОГО ІНДУКТОРА З ДВОМА КОТУШКАМИ НА ВИХРОВІ СТРУМИ ТОНКОСТІННИХ НЕМАГНІТНИХ МЕТАЛІВ У ПРОЦЕСІ МАГНІТОІМПУЛЬСНОЇ ОБРОБКИ****А.П. Ращепкін**^{*}, докт. техн. наук, **І.П. Кондратенко**^{**}, чл.-кор. НАН України,**О.М. Карлов**^{***}, канд. техн. наук, **Р.С. Кришук**^{****}, канд. техн. наук

Інститут електродинаміки НАН України,

пр. Перемоги, 56, Київ, 03057, Україна

e-mail: anatoly_raschepkin@ukr.net, dep7ied@ukr.net, lexa.k.ua@gmail.com, kr@nas.gov.ua

Виконано огляд літературних джерел щодо застосування імпульсного електричного струму для створення електропластичного ефекту в металевих деталях. Для оброблення тонкостінних металевих пластин з прямолінійними зварними швами досліджується імпульсний індуктор із П-подібним магнітопроводом. У випадку наявного магнітопроводу відносна магнітна проникність може мати низькі значення, тому використання магнітопроводу може бути недоцільним. Метою роботи є встановлення впливу наявності магнітопроводу індуктора на напругу, струм, магнітні сили в разі досягнення густини вихрових струмів 10^9 А/м² у зварному шві немагнітної тонкостінної металевої пластини. Використовується двовимірна модель індукційної системи з наявністю і відсутністю магнітопроводу. Виконується моделювання розподілу електромагнітного поля з приведенням параметрів двовимірної моделі до тривимірної. Джерелом імпульсного струму в обмотці індуктора є заряджений до певної напруги конденсатор. Для визначення струму в обмотці індуктора розв'язується рівняння електричного кола. Визначено вплив розмірів магнітопроводу на напругу і струм в обмотці індуктора. Досліджено вплив магнітопроводу на перехідні процеси напруги конденсатора і індуктора, струму в обмотці і зварному шві металевої немагнітної пластини, магнітної сили в зварному шві. Досліджено вплив магнітопроводу на розподіл напруженості магнітного поля, струмів і магнітної сили по поверхні пластини в ділянці зварного шва. Бібл. 13, рис. 4, таблиця.

Ключові слова: електропластичний ефект, магнітоімпульсне оброблення, електромагнітні перехідні процеси, феромагнітний магнітопровід.

Унаслідок дії імпульсного електричного струму певної густини в металах виникає ефект електропластичності. Якщо в матеріалі є залишкові механічні напруження, наприклад, у зварному шві, то внаслідок дії ефекту електропластичності напружений стан може змінитися – напруження зменшуються або навіть інвертуються. Якщо матеріал деформується, то електропластичний ефект буде сприяти деформуванню. Дослідження електропластичного ефекту виконуються в багатьох країнах [1–7]. Із літературних джерел відомо, що вперше електропластичність досліджували в кристалах цинку [6].

Наприклад, у роботі [5] наведено результат дослідження дії імпульсних струмів на матеріал Al-Cu густиною $1,66$ кА/мм², частотою пропускання 1 Гц, тривалістю $0,5$ мс. Одночасно з дією струму матеріал деформували зі швидкістю $0,1$ мм/хв. Із використанням імпульсного електричного струму і механічного впливу досягається більша пластичність металу, ніж без використання струму. Максимальний електропластичний ефект досягається за першого імпульса струму порівняно з наступними імпульсами. Завдяки збільшенню інтенсивності струму, тривалості імпульсу та швидкості деформації збільшуються зрушення в мікроструктурі матеріалу.

У роботі [7] встановлено режими імпульсного струму для прокатки нержавіючої сталі: амплітуда густини струму $j = 10^8 \dots 10^9$ А/м², тривалість імпульсу $150 \dots 200$ мкс, частота повторення імпульсу $500 \dots 800$ Гц. Також у [7] представлено рекомендації щодо застосування

електропластичного ефекту в разі формування металу тиском: механічне напруження є більшим межі текучості заготовки; імпульсний струм подається безпосередньо в зону деформації; форма імпульсів прямокутна або трапецієподібна; тривалість струму – 100...1000 мкс, щоб не відбувалося нагрівання металу; амплітуда густини струму – щонайменше $10^9 \dots 10^{10}$ А/м², щоб електрони провідності набували значних швидкостей дрейфу приблизно одного метра в секунду (швидкість "електронного вітру"). У [7] пропонується частоту повторювання імпульсів визначати представленою там формулою.

Доведено, що дія імпульсного струму високої густини (10^9 А/м²) може призводити до реалізації електропластичного ефекту в зварних конструкціях [1–3]. Електропластичний ефект у зварних швах проявляється у вигляді зменшення залишкових напружень. Для струму густиною 10^9 А/м² рекомендується тривалість імпульсів $10^{-4} \dots 10^{-3}$ с [1–3, 5, 7].

Досліджено використання лінійного електромеханічного перетворювача індукційного типу [3], у якому подача електричного струму на зварний шов здійснюється за допомогою електродів. Такий спосіб подачі струму дасть змогу досягати потрібної густини струму локально в товстостінних конструкціях і з криволінійними зварними швами. Після дії електроду електромеханічного перетворювача можуть залишатися сліди дотику. Тому для їхнього уникнення пропонується використовувати індуктор для створення вихрових імпульсних струмів високої густини в зварних швах [8–10].

У [9] досліджено електромагнітне поле індукційної системи, що складається з одновиткового контуру. Такий пристрій має невеликі розміри, що дасть змогу використовувати його для оброблення зварних швів криволінійних конструкцій та у важкодоступних місцях, а також оброблення тонкостінних пластин. Багатовитковий індуктор з П-подібним магнітопроводом з двома котушками (рис. 1) для оброблення прямолінійних зварних швів тонкостінних пластин досліджено в [8, 10]. Такий індуктор дає змогу зменшити струм в електричному колі проти одновиткового, але в цьому разі збільшується напруга на виводах обмотки.

Для досягнення в тонкостінних пластинах густини вихрових струмів 10^9 А/м² потрібна висока напруженість магнітного поля (від 2×10^3 А/м). Якщо йдеться про індуктор із магнітопроводом, то останній може входити в насичений стан. У разі насиченого магнітопроводу його відносна магнітна проникність буде мати низькі значення. Є припущення, що використання магнітопроводу є недоцільним. Відомо, що імпульсні індуктори без магнітопроводу характеризуються вищою швидкістю і значною імпульсною механічною потужністю і застосовуються під час магнітно-імпульсної обробки тонкостінних металів і оболонок та в наукових дослідженнях [11]. З іншого боку, дослідження [12] показує, що наявність магнітопроводу в індукторах для магнітоімпульсного оброблення металевих пластин дає можливість досягати більшої густини струму.

Мета роботи. Встановити вплив магнітопроводу на напругу, струм, магнітні сили в разі досягнення густини вихрових струмів 10^9 А/м² у зварному шві немагнітної тонкостінної металеві пластина в імпульсній індукційній системі з П-подібним магнітопроводом і двома котушками обмотки для створення електропластичного ефекту в металевих немагнітних пластинах зі зварними швами.

На рис. 1 наведено ескіз індукційної системи в площині xOy декартової системи координат x, y, z . Ескіз є незмінним вздовж координати z . Позначення на рис. 1: 1 – магнітопровід, 2 – провідники обмотки, 3 – металева немагнітна пластина, 4 – зварний шов, 5 – поверхня пластина, що міститься під чотирма провідниками завширшки $c/2$. Магнітопровід індукційної системи має ширину a , обмотка в магнітопроводі має висоту b і ширину c . Немагнітна електропровідна пластина під індуктором має товщину d . Відстань між

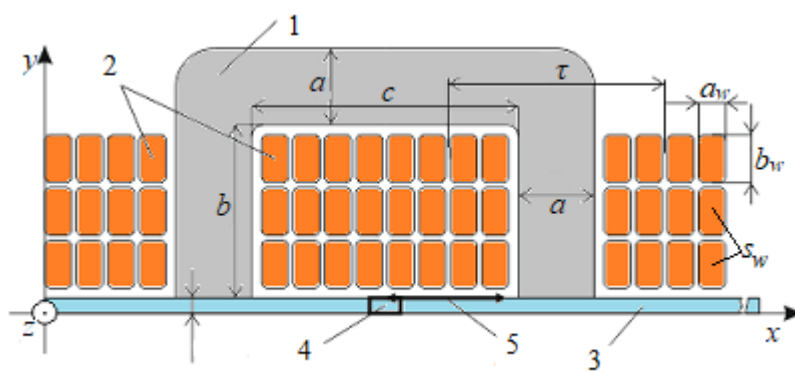


Рис. 1

пластиною і магнітопроводом у загальному випадку може змінюватися, але в цій роботі прийнято припущення, що вона ідеальна і дорівнює нулю. Тобто індуктор лежить на пластині з рівною поверхнею. Мідні провідники прямокутного перерізу $a_w \times b_w$ (наприклад, ІЕС 60317-0-2:2013), на відміну від круглих, даватимуть можливість більш щільно виконати обмотку. Такі провідники розраховані на температуру до 473 К. У загальному випадку кількість витків N вибирається залежно від напруги живлення, а ширина обмотки c – залежно від ширини зварного шва 4 і ширини поверхні 5 навколо зварного шва (рис. 1). Ескіз індукційної системи (рис. 1) використовується для моделювання електромагнітного поля методом скінченних елементів у двовимірній постановці.

Приймається умова, що струм в обмотці має бути не більш ніж 9 кА, а напруга – не більш ніж 1 кВ. Оскільки зростання величини струму та напруги веде до більш значної вартості електронних компонентів джерела живлення індукційної системи та зростання класу ізоляції, то приймається умова, що струм в обмотці має бути не більше 9 кА, а напруга – не більше 1 кВ. Також прийнято, що ділянка зварного шва 4 на рис. 1 має такі ж електрофізичні параметри, як уся металева пластина 3.

Передбачувана тривалість імпульсу струму лежить у межах 500...1000 мкс [1–3, 5, 7], що еквівалентно половині періоду синусоїдного струму частотою 1000...500 Гц. Оскільки лінії магнітного потоку за наявності магнітопроводу є паралельні до поверхні металевої пластини, то ефект витіснення струму має напрямом за координатою y (рис. 1). Тому висота мідного провідника (b_w , рис. 1) рівна подвійній величині глибини проникнення струму ($b_w = 6,30$ мм) за найменшої частоти струму ($f = 500$ Гц), що вибрана для розрахунку, і за електропровідності нагрітого мідного провідника $\sigma = 50 \times 10^6$ См/м. Ширина провідника (a_w , рис. 1) відповідає максимальному стандартному значенню $a_w = 3,55$ мм (ІЕС 60317-0-2:2013). Радіус заокруглення провідників 0,80 мм, номінальний переріз провідників $s_w = 21,82$ мм². Розмір магнітопроводу a задається у вигляді ряду: $a = 10, 15, \dots, 50$ мм. Магнітопровід складається із листів електротехнічної сталі 0,5 мм. Під час розрахунку враховується крива намагнічування сталі 20JNEH1200. Тонкостінна пластина немагнітного металу, на яку діє індуктор, виготовлена зі сплаву АМг6 завтовшки 2 мм електропровідністю 15×10^6 См/м.

Реальний магнітоімпульсний пристрій із П-подібним магнітопроводом має лобові частини, які не враховуються у двовимірній постановці, зображеній на рис. 1. Параметри двовимірної моделі (рис. 1) можна привести до параметрів тривимірної моделі. Один із таких варіантів запропоновано в роботі [8] – за допомогою коефіцієнту

$$k_{2D/3D} = l/l' = l/(l + \tau), \quad (1)$$

де l – реальна довжина магнітопроводу за координатою z , l' – довжина двовимірної моделі за координатою z , τ – полюсна відстань котушок (рис. 1). Такий спосіб приведення має похибку для опору та індуктивності в межах 0...10 % [13]. Довжину двовимірної моделі (рис. 1) для розрахунку електромагнітного поля задано такою: $l' = 75$ мм у разі ширини магнітопроводу $a = 10$ мм і відстані $\tau = 28,6$ мм. Для інших значень: $a = 15, \dots, 50$ мм довжина моделі відповідно $l' = 80, \dots, 115$ мм.

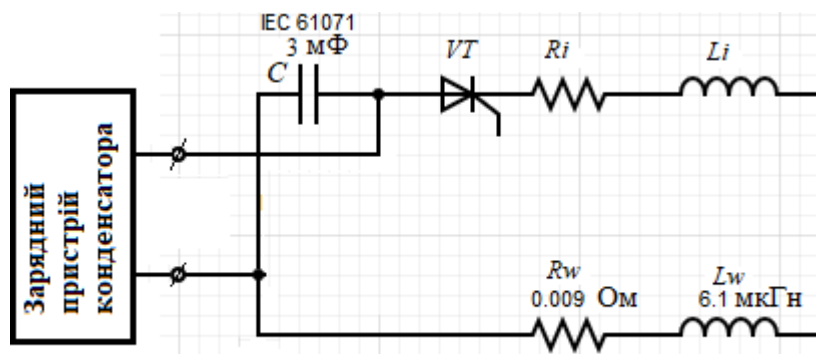


Рис. 2

На рис. 2 показано електричну схему, на якій конденсатор C з ємністю 3 мФ, тиристор VT для розмикання електричного кола після досягнення половини періоду колювання струму в обмотці. Під час розрядження конденсатора в електричному колі струм має вигляд загасаючої синусоїди. Після половини періоду синусоїди струм досягає значення $i(t) = 0$ А і елект-

ричне коло (рис. 2) розмикається тиристором VT . На схемі присутні активний опір та індуктивність індукційної системи (R_i, L_i) і електричного кола (R_w, L_w).

Розрахунок електромагнітного поля виконується для моментів часу $t = 0, 10, \dots, 1000$ мкс. Неоднорідне диференціальне рівняння стосовно A_z складової векторного магнітного потенціалу має бути розв'язане:

$$\text{rot}((\mu_r \mu_0)^{-1} \text{rot} A_z) + \sigma \partial A_z / \partial t = j_{0z}. \quad (2)$$

Тут t – час, j_{0z} – внесена густина струму, що в провідниках обмотки:

$$j_{0z} = i(t) / s_w, \quad (3)$$

Миттєве значення струму $i(t)$ визначається із нелінійного рівняння електричного кола, записаного за другим законом Кірхгофа (рис. 2):

$$\frac{\partial \psi(t)}{\partial t} + i(t)r + \frac{1}{C} \int_0^t i(t) dt + U_C(0) = 0. \quad (4)$$

Тут ψ – потокозчеплення, що визначається із розв'язку рівняння (2) для моменту часу t , $i(t)$ – струм у провідниках електричного кола (рис. 2), r – сумарний активний опір в електричному колі, C – ємність конденсатора, $U_C(0)$ – початкова напруга конденсатора в момент часу $t = 0$.

Розрахунок потокозчеплення проводиться для кожного поперечного перерізу витка s_w обмотки двовимірної моделі (рис. 1) за виразом:

$$\psi_n(t) = \frac{l'}{s_w} \int_{s_w} (A_{zn}(t) \cdot m_z) ds_w, \quad (5)$$

де $m_z = 1$ для поперечних перерізів витків (рис. 1), у яких напрямок струму j_{0z} збігається з координатою z , а $m_z = -1$ для витків з протилежним напрямком струму. Потокозчеплення обмотки індуктора є сумою потокозчеплень поперечних перерізів витків двовимірної моделі:

$$\psi(t) = \sum_1^N \psi_n(t), \quad (6)$$

де $N = 48$ – кількість перерізів витків двовимірної моделі на рис. 1.

Отже, підставляючи вираз потокозчеплення обмотки (6) в рівняння (4), приходимо до системи рівнянь (2), (4) для миттєвих значень густини струмів у котушці та миттєвих значень магнітного векторного потенціалу, яка розв'язується чисельними методами. За величиною магнітного векторного потенціалу знаходяться всі електромагнітні характеристики електромагнітного поля.

У таблиці наведено результат розрахунку з магнітопроводом (“core”) і без магнітопроводу (“coreless”) амплітудних значень напруги конденсатора $U_C(0)$ і струму в електричному колі $i(t)$. Для ряду значень ширини $a = 10, 15, \dots, 50$ мм (рис. 1) визначено напругу $U_C(0)$, за якої досягається амплітудне середнє значення густини струму $j = 10^9$ А/м² у ділянці зварного шва (рис. 1 – позначення 4). Встановлено (таблиця), що збільшення розміру a від 10 до 30 мм дає змогу зменшити струм на 27 % (з магнітопроводом) і на 9 % (без магнітопроводу), а напруга живлення зростає водночас на 7 % в обох випадках. Збільшення розміру a понад 30 мм не впливає суттєво на струм.

| a , мм | l' , мм | j , А/м ² | $U_C(0)$, В ($t = 0$) | | $i(t)$, кА | |
|----------|-----------|------------------------|-----------------------------|----------|-------------|----------|
| | | | core | coreless | core | coreless |
| 10 | 75 | 1×10^9 | 660 | 795 | 5,44 | 7,16 |
| 15 | 80 | | 670 | 800 | 4,74 | 6,84 |
| 20 | 85 | | 675 | 825 | 4,33 | 6,73 |
| 25 | 90 | | 690 | 835 | 4,08 | 6,54 |
| 30 | 95 | | 710 | 855 | 3,93 | 6,46 |
| 35 | 100 | | 735 | 875 | 3,90 | 6,39 |
| 40 | 105 | | 760 | 895 | 3,92 | 6,34 |
| 45 | 110 | | 780 | 915 | 3,93 | 6,30 |
| 50 | 115 | | 805 | 940 | 3,96 | 6,30 |

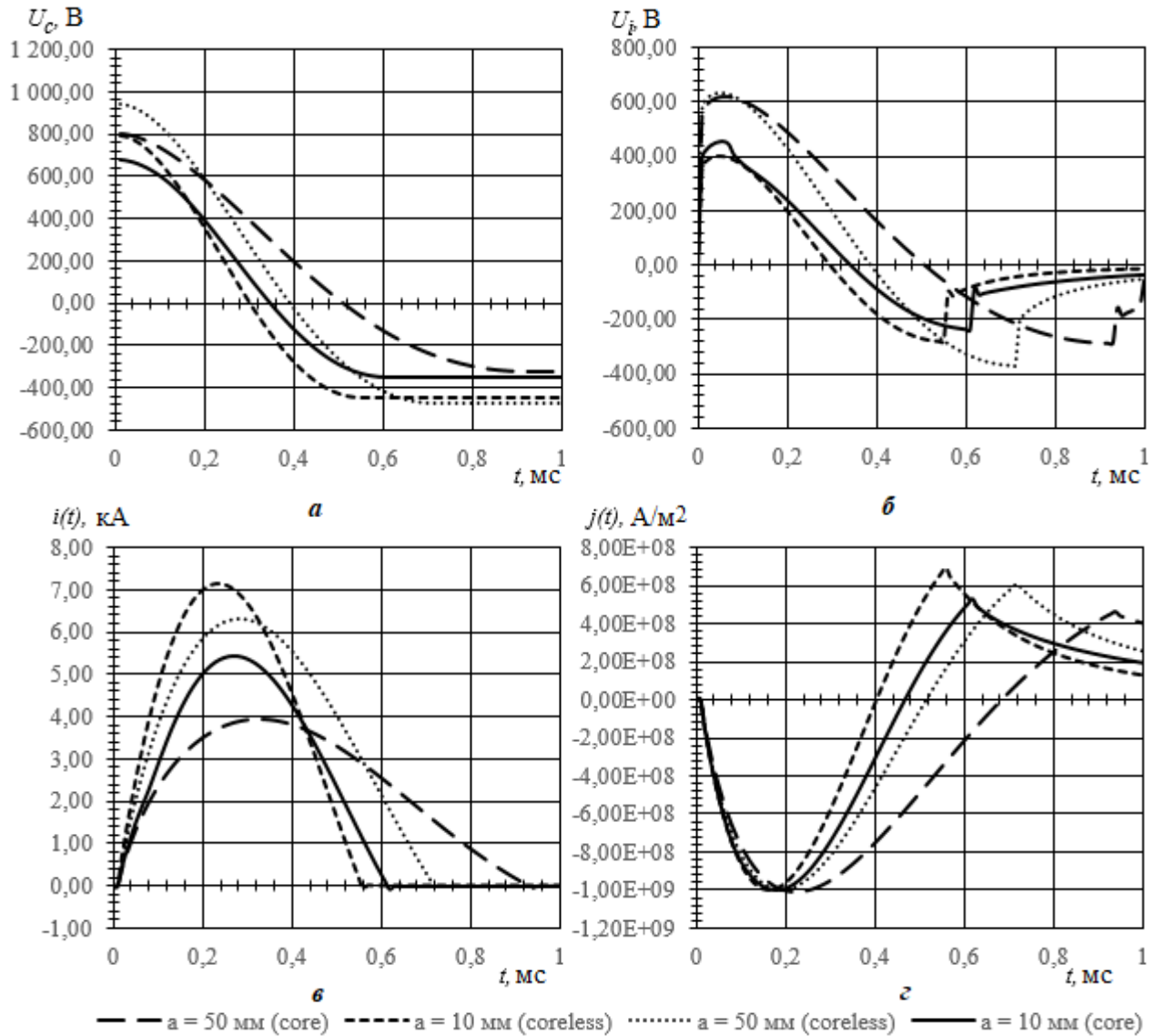


Рис. 3

Отже, є певний мінімальний розмір a , за якого струм в обмотці буде мінімальним за незмінної густини струму 10^9 A/m^2 у зварному шві. За розміру $a = 30 \text{ мм}$ струм із використанням магнітопроводу на 40 % менший, ніж без магнітопроводу.

На рис. 3: a – напруга конденсатора; $б$ – напруга на виводах обмотки індуктора; $в$ – струм в обмотці індуктора; $г$ – середня густина струму в зварному шві 4 (рис. 1). Напруга конденсатора (рис. 1 a) після розмикання електричного кола тиристором VT (рис. 2) має значення з протилежним знаком, а напруга на індукторі (рис. 1 $б$) повертається до нуля. Тривалість струму в обмотці індуктора (рис. 1 $в$) за $a = 50 \text{ мм}$ майже однакова і в разі наявності і в разі відсутності магнітопроводу порівняно з $a = 10 \text{ мм}$, оскільки за $a = 10 \text{ мм}$ магнітопровід є більш насиченим. Середня густина струму в зварному шві (рис. 1 $г$) – двополярна в разі використання схеми, показаної на рис. 2, має однаковий мінімум (-10^9 A/m^2) за умовою виконання розрахунків. Час, за якого досягається мінімум густини струму (рис. 1 $г$), різний: з магнітопроводом – це моменти часу 180 і 220 мкс відповідно в разі $a = 10$ і 50 мм , а без магнітопроводу – 160 і 190 мкс відповідно в разі $a = 10$ і 50 мм . Абсолютне значення максимуму густини струму (після розмикання електричного кола, рис. 1 $г$) у 2 рази менше мінімального.

На рис. 4: a – розподіл напруженості магнітного поля на лінії 5 (рис. 1); $б$ – розподіл густини струму на лінії 5; $в$ – середнє значення об'ємної густини магнітної сили в ділянці зварного шва 4 (рис. 1); $г$ – розподіл тиску на поверхню пластини лінією 5 у моменти часу, коли досягається максимальна густина струму в зварному шві (рис. 3 $в$) у разі протікання струму в електричному колі.

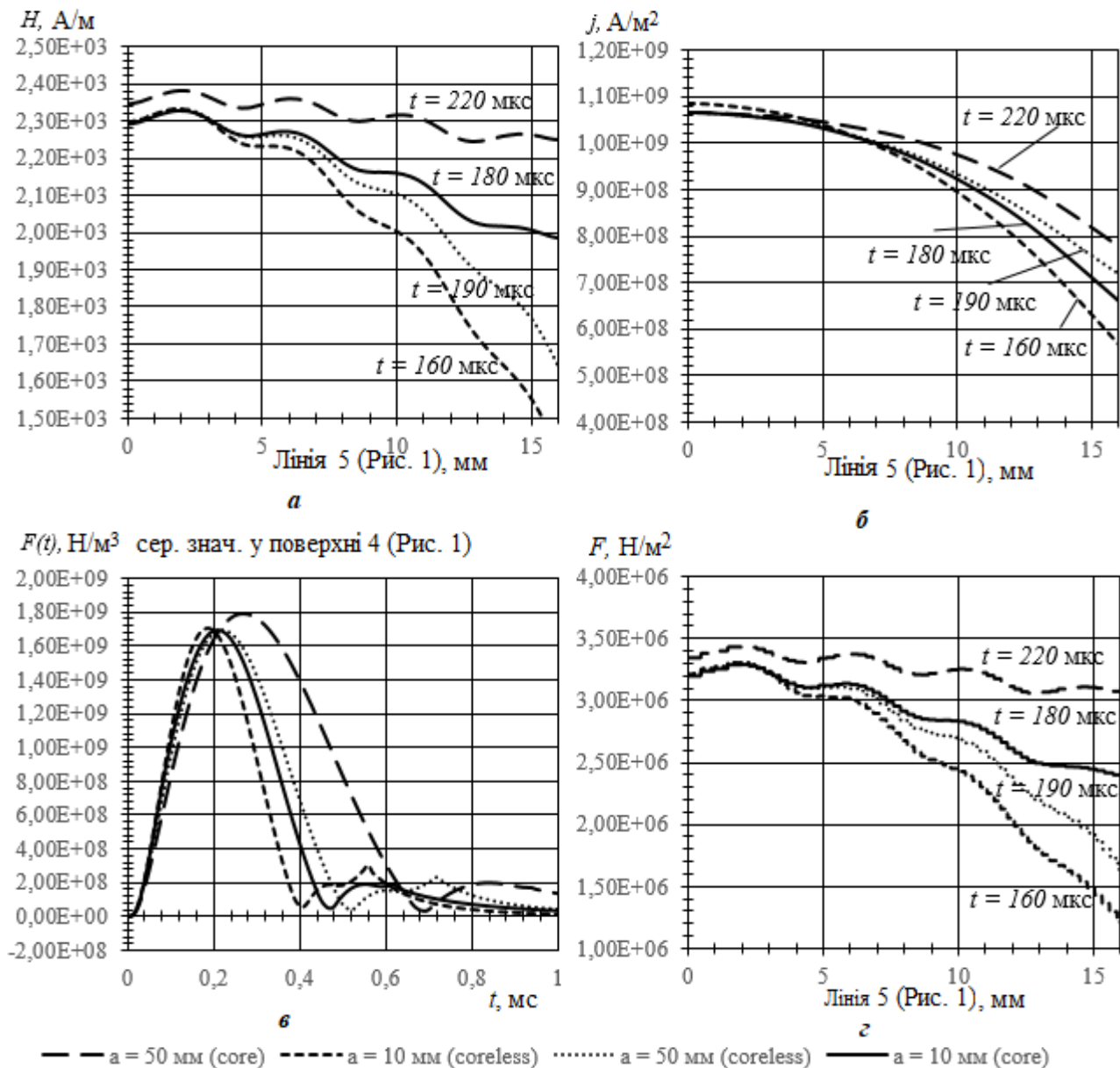


Рис. 4

Використання магнітопроводу дає змогу створити більш рівномірний розподіл напруженості магнітного поля в районі зварного шва за шириною вікна магнітопроводу (рис. 4 а). Подібний результат отримано і для тиску за шириною пластини (рис. 4 г). Оскільки за умовою було вибрано середнє значення густини струму в зварному шві 10^9 А/м², то розподіл густини струму за шириною пластини майже однаковий у всіх випадках (рис. 4 б). Об'ємна густина сили в зварному шві має однополярний імпульс і майже однакове амплітудне значення в усіх випадках (рис. 4 в), оскільки залежить від густини струму в пластині (рис. 4 б).

Висновок. У використаній моделі імпульсної індукційної системи з П-подібним магнітопроводом і двома котушками обмотки для створення електропластичного ефекту в металевих немагнітних пластинках зі зварними швами наявність магнітопроводу дає змогу зменшити амплітуду струму в обмотці до 40 %, а амплітуду напруги – до 7 %. Тривалість імпульсу струму в обмотці індуктора до 30 % більша за наявності магнітопроводу. У загальному випадку є така мінімальна ширина магнітопроводу, за якої досягається найменше значення струму в обмотці для набуття певної величини густини струму в зварному шві. Використання магнітопроводу дає змогу створити більш рівномірний розподіл напруженості магнітного поля й тиску за шириною листового немагнітного металу.

Роботу виконано за кошти бюджетної програми «Розвиток теорії електрофізичних процесів в імпульсних системах електромагнітної обробки електропровідних середовищ» («БАР'ЄР-2»). Державний реєстраційний номер теми 0117U007714.

1. Кузнецов Н.Н. Влияние электро- и магнитно-импульсного воздействия на заготовку. *Обработка материалов давлением*. 2010. № 3 (24). С. 126–129. URL: [http://www.dgma.donetsk.ua/science_public/omd/3\(24\)-2010/nomer.html](http://www.dgma.donetsk.ua/science_public/omd/3(24)-2010/nomer.html)
2. Комшина А.В., Помельникова А.С. Перспективность метода низкоэнергетической обработки материалов с использованием магнитного поля. *Наука и Образование*. 2012. № ФС77–48211. С. 463–488. DOI: <http://dx.doi.org/10.7463/0912.0454270>
3. Лобанов Л.М., Кондратенко І.П., Михальський В.М., Пашин М.О., Карлов О.М., Чопик В.В., Міходуй О.Л. Електротехнічний комплекс для електродинамічної обробки зварних з'єднань. *Технічна електродинаміка*. 2020. № 6. С. 61–68. DOI: <https://doi.org/10.15407/techned2020.06.061>
4. Nayanathara Hendeniya, Gayan Aravinda Abeygunawardena, Indika De. Silva, Shiranga Wickramasinghe The tensile electroplasticity of low carbon steel with low amplitude pulse current. *Moratuwa Engineering Research Conference (MERCOn)*, 2020. Pp. 165–169. DOI: <https://doi.org/10.1109/MERCOn50084.2020.9185238>
5. Andrea D., Burleta T., Körkemeyerb F., G. Gersteinb J.S.K.-L.Gibsona, S. Sandlöbes-Hauta, S. Korte-Kerzel Investigation of the electroplastic effect using nanoindentation. *Materials & Design*. 2019. Vol. 183. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2019.108153>
6. Троицкий О.А., Лихтман В.И. Об анизотропии действия электронного и γ -облучения на процесс деформации монокристаллов цинка в хрупком состоянии. *Докл. АН СССР*. 1963. Т. 148. № 2. С. 332–334.
7. Troitsky O.A. and Stashenko V.I. Advantages of drawing and rolling metals with pulse current. *IOP Conf. Series: Materials Science and Engineering*, 2020. DOI: <https://doi.org/10.1088/1757-899X/848/1/012084>
8. Рашепкін А.П., Кондратенко І.П., Карлов О.М., Крищук Р.С. Магнітні сили і струми індуктора для магнітно-імпульсної обробки зварних з'єднань немагнітних тонкостінних металів. 2020. № 5. С. 74–79. DOI: <https://doi.org/10.15407/techned2020.05.074>
9. Васецький Ю.М., Кондратенко І.П. Електромагнітне поле індукторів для локального електроімпульсного впливу на металеві вироби. *Технічна електродинаміка*. 2020. № 4. С. 11–14. DOI: <https://doi.org/10.15407/techned2020.04.011>
10. Рашепкін А.П., Кондратенко І.П., Карлов О.М., Крищук Р.С. Електромагнітне поле індуктора з Ш-подібним осердям для магнітно-імпульсної обробки матеріалів. *Технічна електродинаміка*. 2019. № 6. С. 5–12. DOI: <https://doi.org/10.15407/techned2019.06.005>
11. Городжа К.А., Подольцев О.Д., Трошинський Б.А. Електромагнітні процеси в імпульсному електродинамічному випромінювачі для збудження пружних коливань у бетонних конструкціях. *Технічна електродинаміка*. 2019. № 3. С. 23–28. DOI: <https://doi.org/10.15407/techned2019.03.023>
12. Рашепкін А.П. Торцевий циліндричний індуктор з феромагнітним осердям для імпульсної струмової обробки площинного прокату металу. *Праці Інституту електродинаміки НАН України*. 2020. № 55. С. 52–57. DOI: <https://doi.org/10.15407/publishing2020.55.052>
13. Kryshchuk R.S. Influence of winding ends on the parameters of pulse inductor with U-shaped core. *Технічна електродинаміка*. 2020. № 6. С. 69–76. DOI: <https://doi.org/10.15407/techned2020.06.069>

INFLUENCE OF A U-SHAPED MAGNETIC CORE OF AN INDUCTOR WITH TWO COILS ON EDDY CURRENTS OF THIN-WALLED NON-MAGNETIC METAL PLATES IN PROCESS OF MAGNETO-PULSED TREATMENT

A.P. Raschepkin, I.P. Kondratenko, A.N. Karlov, R.S. Kryshchuk

Institute of Electrodynamics of the National Academy of Sciences of Ukraine,
pr. Peremohy, 56, Kyiv, 03057, Ukraine

e-mail: anatoly_raschepkin@ukr.net, dep7ied@ukr.net, lexa.k.ua@gmail.com, kr@nas.gov.ua

A review of the literature on the use of pulsed electric current to create the electro-plastic effect in metal parts is performed. Inductor with a U-shaped magnetic core and pulsed current is investigated for processing thin-walled metal plates with rectilinear welds. With a saturated magnetic core relative magnetic permeability can be low, so using a magnetic core can be impractical. The aim of the work is to establish the influence of a magnetic core of an induction system on voltage, current and magnetic forces when reaching the eddy current density of 10^9 A/m² in the weld of a non-magnetic thin-walled metal plate. A two-dimensional model of the induction system with and without the magnetic core is investigated here. Simulation of the distribution of electromagnetic fields with the reduction of the parameters of the two-dimensional model to three-dimensional is performed. A capacitor charged to a certain voltage is a source of pulsed currents in inductor winding. The equation of the electric circuit for determining the current in the inductor's winding is solved. The influence of the dimensions of the magnetic core on voltage and currents in the inductor's winding is determined. The influence of the magnetic core on the transients of voltages of capacitor and inductor, the currents in the winding and the weld of the metal non-magnetic plate, the magnetic forces in the weld is studied. The influ-

ence of the magnetic core on the distribution of magnetic field strength, currents, and magnetic forces on the surface of the plate in the area of the weld is studied. Ref. 13, fig. 4, table.

Keywords: electro-plastic effect, magnetopulse processing, electromagnetic transients, ferromagnetic core.

1. Kuznetsov N.N. Influence of electric and magnetic-pulse action on raw stock. *Obrabotka materialov davleniem*. 2010. No 3(24). Pp. 126–129. URL: [http://www.dgma.donetsk.ua/science_public/omd/3\(24\)-2010/nomer.htm](http://www.dgma.donetsk.ua/science_public/omd/3(24)-2010/nomer.htm) 1 (Rus)
2. Komshina A.V., Pomel'nikova A.S. Promising method of low-energy materials processing using a magnetic field *Nauka I Obrazovanie*. 2012. No FS77 – 48211. Pp. 463–488. DOI: <http://dx.doi.org/10.7463/0912.0454270> (Rus)
3. Lobanov L.M., Kondratenko I.P., Mikhalskyi V.M., Pashchin M.O., Karlov O.M., Chopyk V.V., Mykhodui O.L. Electrotechnical complex for electrodynamic processing of welded joints. *Tekhnichna elektrodynamika*. 2020. No 6. Pp. 61–68. DOI: <https://doi.org/10.15407/techned2020.06.061> (Ukr)
4. Nayanathara Hendeniya, Gayan Aravinda Abeygunawardena, Indika De. Silva, Shiranga Wickramasinghe The tensile electroplasticity of low carbon steel with low amplitude pulse current. *Moratuwa Engineering Research Conference (MERCOn)*, 2020. Pp. 165–169. DOI: <https://doi.org/10.1109/MERCOn50084.2020.9185238> (Eng)
5. Andrea D., Burlata T., Körkemeyerb F., G. Gersteinb J.S.K.-L.Gibsona, S. Sandlöbes-Hauta, S. Korte-Kerzel Investigation of the electroplastic effect using nanoindentation. *Materials & Design*. 2019. Vol. 183. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2019.108153> (Eng)
6. Troitskii O.A.; Likhman V.I. The anisotropy of the action of electron- and gamma-radiation on the deformation process of brittle zinc single crystals. *Dokl. Akad. Nauk SS*. 1963. Vol. 148. (Rus)
7. Troitsky O.A. and Stashenko V.I. Advantages of drawing and rolling metals with pulse current. *IOP Conf. Series: Materials Science and Engineering*, 2020. DOI: <https://doi.org/10.1088/1757-899X/848/1/012084> (Eng)
8. Rashchepkin A.P., Kondratenko I.P., Karlov A.N., Kryshchuk R.S. Magnetic forces and currents of the inductor for magnetic-pulse processing of welding joints of non-magnetic thin sheet metals. *Tekhnichna elektrodynamika*. 2020. No 5. Pp. 74–79. DOI: <https://doi.org/10.15407/techned2020.05.074> (Ukr)
9. Vasetsky Yu.M., Kondratenko I.P. Electromagnetic field of the inductor for local electric pulse effects on metal products. *Tekhnichna elektrodynamika*. 2020. No 4. Pp. 11–14. DOI: <https://doi.org/10.15407/techned2020.04.011> (Ukr)
10. Rashchepkin A.P., Kondratenko I.P., Karlov A.N., Kryshchuk R.S. Electromagnetic field of w-shaped inductor for magnetic-pulse processing of materials. *Tekhnichna elektrodynamika*. 2019. No 6. Pp. 5–12. DOI: <https://doi.org/10.15407/techned2019.06.005> (Ukr)
11. Gorodzha K.A., Podoltsev A.D., Troshchynckiy B.O. Electromagnetic processes in pulsed electrodynamic emitter to excite elastic vibrations in concrete structures. *Tekhnichna elektrodynamika*. 2019. No 3. Pp. 23–28. DOI: <https://doi.org/10.15407/techned2019.03.023> (Ukr)
12. Rashchepkin A.P. Threshold cylindrical inductor with ferromagnetic core for pulse current processing of flat rolling of metals. *Proc. of the Institute of Electrodynamics of the NAS of Ukraine*. 2020. Vol. 55. Pp. 52–57. DOI: <https://doi.org/10.15407/publishing2020.55.052> (Ukr)
13. Kryshchuk R.S. Influence of winding ends on the parameters of pulse inductor with U-shaped core. *Tekhnichna Elektrodynamika*. 2020. No 6. C. 69–76. DOI: <https://doi.org/10.15407/techned2020.06.069> (Eng)

Надійшла 13.08.2021

Received: 13.08.2021

МАТЕМАТИЧНЕ МОДЕЛЮВАННЯ ТА АНАЛІЗ ЕЛЕКТРОМАГНІТНИХ ПРОЦЕСІВ У СИСТЕМІ «ТИРИСТОРНИЙ РЕГУЛЯТОР СТРУМУ – СПЕЦІАЛЬНИЙ ТРАНСФОРМАТОР» УСТАНОВКИ ВИРОБНИЦТВА БАЗАЛЬТОВИХ СУПЕРТОНКИХ ВОЛОКОН

В.П. Стяжкін*, канд. техн. наук, П.П. Подейко**, канд. техн. наук

Інститут електродинаміки НАН України,

пр. Перемоги, 56, Київ, 03057, Україна

e-mail: tems@ukr.net

Розглянуто особливості математичного моделювання та проведено аналіз електромагнітних процесів у системі «тиристорний регулятор струму – спеціальний трансформатор» (ТРС–СТ). Запропоновано непрямий метод вимірювання температури фільтрної пластини, що базується на контролі струмів первинних обмоток СТ. Створено імітаційну модель системи ТРС–СТ, що дає змогу враховувати нелінійність характеристик матеріалу осердя трансформатора й нелінійність опору навантаження для досягнення необхідної точності відображення електромагнітних процесів. Результати імітаційного моделювання підтвердили ефективність розробленої математичної моделі, розходження кривих перехідних процесів, отриманих за допомогою моделювання та кривих, отриманих під час проведення досліджень на експериментальній установці, складає не більше 5 % і дає змогу оптимізувати багатоконтурні системи керування з взаємопов'язаними і нелінійними параметрами. Бібл. 9, рис. 12.

Ключові слова: електротермічна установка, базальтові супертонкі волокна, фільтрний живильник, тиристорний регулятор, спеціальний трансформатор.

Вступ. Проектування та реалізація систем регулювання струму для електротермічних установок (ЕТУ) неможливі без глибокого аналізу динамічних режимів роботи ЕТУ. Особливий інтерес викликають дослідження нестационарних процесів, що впливають на розрахункові параметри силових елементів систем «тиристорний регулятор струму – спеціальний трансформатор». Застосування нових методів та засобів керування установкою із виробництва базальтових супертонких волокон (БСТВ), за допомогою математичного та імітаційного моделювання системи «тиристорний регулятор струму – спеціальний трансформатор – активне навантаження», що враховує нелінійні властивості осердя трансформатора та нелінійну залежність температури нагрівального елемента установки в зоні утворення первинних волокон від величини первинного струму трансформатора, дає можливість підвищити якість вихідного продукту та ефективність роботи ЕТУ [1].

Формування струмової системи живлення фільтрного живильника дає змогу забезпечити оптимальну роботу установки виробництва БСТВ. Регулювання струму фільтрних живильників потребує використання системи «тиристорний регулятор струму (ТРС) – спеціальний трансформатор (СТ)». Найпростіша функціональна схема такої системи зображена на рис. 1.

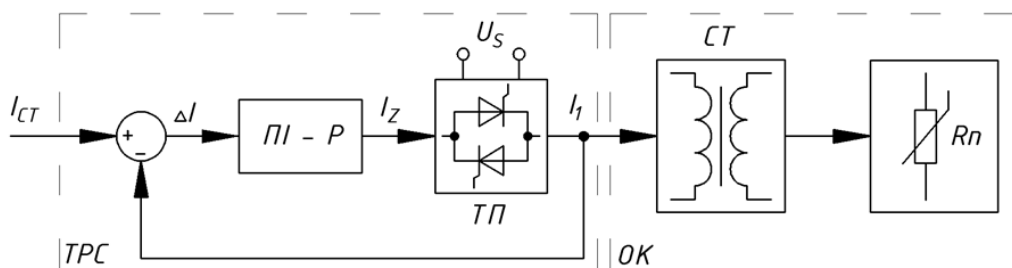


Рис. 1

Тиристорний регулятор струму складається (рис. 1) з ПІ-регулятора струму і тиристорного перетворювача (ТП) з імпульсно-фазовим керуванням, підключеного до первинної об-

мотки спеціального трансформатора, навантаженням вторинної обмотки якого є нелінійний активний опір Rn , що є еквівалентом фільтрної живильника.

Моделювання та дослідження режимів. Для проведення аналізу електромагнітних перехідних і сталих процесів у системі ТРС–СТ необхідно розробити математичні моделі системи для основних електричних схем, які реалізують процес регулювання струму фільтрних живильників в установках виробництва БСТВ. Таке імітаційне моделювання виконується за допомогою програми SIMULINK програмного пакета MATLAB.

Для розрахунку та моделювання силових електротехнічних комплексів створено широкий набір програм і алгоритмів, які суттєво розширюють можливості дослідження й аналізу електромагнітних процесів у системі ТРС–СТ. Але в більшості стандартних програм і алгоритмів не розглядаються питання моделювання СТ, які входять в досліджуваний комплекс, або вони представлені у формі лінійної схеми [2].

У процесі моделювання треба враховувати нелінійність характеристик матеріалу осердя трансформатора і нелінійність опору навантаження Rn для досягнення необхідної точності відображення електромагнітних процесів, тому модель трансформатора у вигляді блока «Linear Transformer» із бібліотеки «SimPowerSystem» необхідно замінити новою моделлю, яка в реальному пристрої та в просторі математичних об'єктів наблизить адекватність відображення всіх процесів, що протікають.

Основні допущення під час розроблення нелінійної математичної моделі СТ [3, 4]:

- магнітна система СТ представлена схемою заміщення з нелійними зосередженими магнітними опорами, які визначаються апроксимуванням основної кривої намагнічування;
- повні поточозчеплення фаз представлені як суми поточозчеплень від основного магнітного потоку і поточозчеплення розсіювання обмоток фази;
- поточозчеплення розсіювання обмоток СТ є лійними функціями від струмів;
- не враховуються ємнісні зв'язки між елементами обмоток, між обмотками і заземленими частинами магнітопроводу, а також струми витоку ізоляції.

Розширимо набір стандартних елементів бібліотеки «SimPowerSystem», створивши структурну модель складного електричного кола трансформатора за допомогою програми SIMULINK [2].

Модель трансформатора (рис. 2) складається з двох структурних блоків, які охоплені зворотним зв'язком за магнітним потоком.

Блок mW – модель електричної схеми обмоток трансформатора, де вхідна змінна E є ЕРС джерела живлення, F – магнітний потік; вихідна змінна – струм I , що протікає в обмотках трансформатора.

Блок mF – модель магнітної схеми. Для визначення електрорушійних сил, що наводяться у відповідних обмотках, використовуються результати розрахунку магнітного кола.

Схему заміщення магнітного кола спеціального трансформатора з однією первинною обмоткою показано на рис. 3. На схемі вказані $w_1 i_1$ та $w_2 i_2$ – магніторушійні сили первинної і вторинної обмоток, Hl – падіння магнітної напруги в нелінійному опорі на феромагнітній ділянці, H – напруженість магнітного поля, l – довжина середньої магнітної лінії осердя [5].

Рівняння магнітного стану спеціального трансформатора з однією первинною обмоткою має вигляд:

$$w_1 i_1 + w_2 i_2 = Hl. \quad (1)$$

Складемо систему рівнянь Кірхгофа для двох індуктивно пов'язаних обмоток і активного нелінійного навантаження:

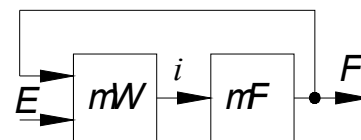


Рис. 2

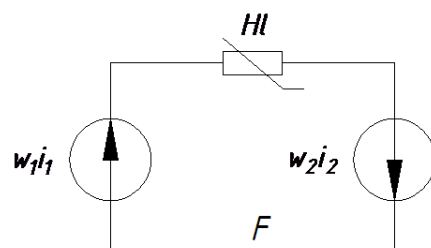


Рис. 3

$$\begin{cases} U_1 = L_{S1.1} \frac{di_1}{dt} + L_{S1.2} \frac{di_2}{dt} + w_1 \frac{dF}{dt} + R_1 i_1; \\ -U_2 = L_{S2.2} \frac{di_2}{dt} + L_{S2.1} \frac{di_1}{dt} + w_2 \frac{dF}{dt} + R_2 i_2; \\ U_2 = k_n R_n i_2. \end{cases} \quad (2)$$

де U_1, U_2 – напруги первинної і вторинної обмоток; $L_{S1.1}, L_{S2.2}$ – індуктивності розсіювання первинної та вторинної обмоток; $L_{S1.2}, L_{S2.1}$ – індуктивності розсіювання пари обмоток; k_n – коефіцієнт, що враховує нелінійний характер активного опору навантаження, $k_n = f(R_n)$; R_1, R_2 – активний опір обмоток; w_1, w_2 – число витків обмоток трансформатора; F – магнітний потік.

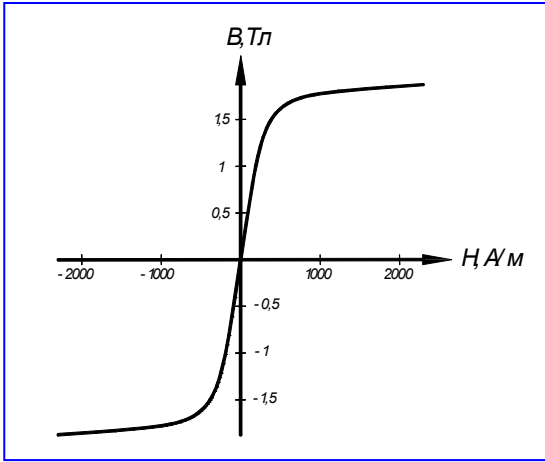


Рис. 4

У диференціальних рівняннях електромагнітних зв'язків трансформатора (1) і (2) нелінійним є магнітний потік F , що залежить від струму намагнічування. Цій залежності відповідає нелінійна функція $B = f(H)$, тобто крива намагнічування (рис. 4) для осердя з високолегованої холодновальцованої сталі 3413 [2].

У діапазоні робочих струмів намагнічування залежність магнітного потоку F від струму намагнічування можна вважати лінійною (рис. 4), тому систему рівнянь (1) і (2) можна представити в операторній формі [6, 7]:

$$\begin{cases} w_1 I_1(p) + w_2 I_2(p) = H(p)l; \\ U_1(p) = pL_{S1.1} I_1(p) + pL_{S1.2} I_2(p) + pw_1 F(p) + R_1 I_1(p); \\ -U_2(p) = pL_{S2.2} I_2(p) + pL_{S2.1} I_1(p) + pw_2 F(p) + R_2 I_2(p); \\ U_2 = k_n R_n I_2(p). \end{cases} \quad (3)$$

Рівняння (3) представлено у вигляді:

$$\begin{cases} H(p) = \frac{w_1 I_1(p) + w_2 I_2(p)}{l}; \\ B = f(H), F = B \cdot S; \\ F = f\left(\frac{w_1 I_1(p) + w_2 I_2(p)}{l}\right) \cdot S; \\ I_1(p) = \frac{U_{LS1.1}(p)}{pL_{S1.1}}; \\ U_{LS1.1} = U_1(p) - pL_{S1.2} I_2(p) - pw_1 F(p) - R_1 I_1(p); \\ I_2(p) = \frac{U_2(p)}{k_n R_n}; \\ k_n = f(R_n); \\ -U_2(p) = pL_{S2.2} I_2(p) + pL_{S2.1} I_1(p) + pw_2 F(p) + R_2 I_2(p), \end{cases} \quad (4)$$

де p – оператор диференціювання; B – магнітна індукція; S – площа перетину осердя.

Система рівнянь (4) є математичною моделлю трансформатора з однією первинною обмоткою за зазначених вище припущень, якій тотожна структурна схема рис. 5, створена за

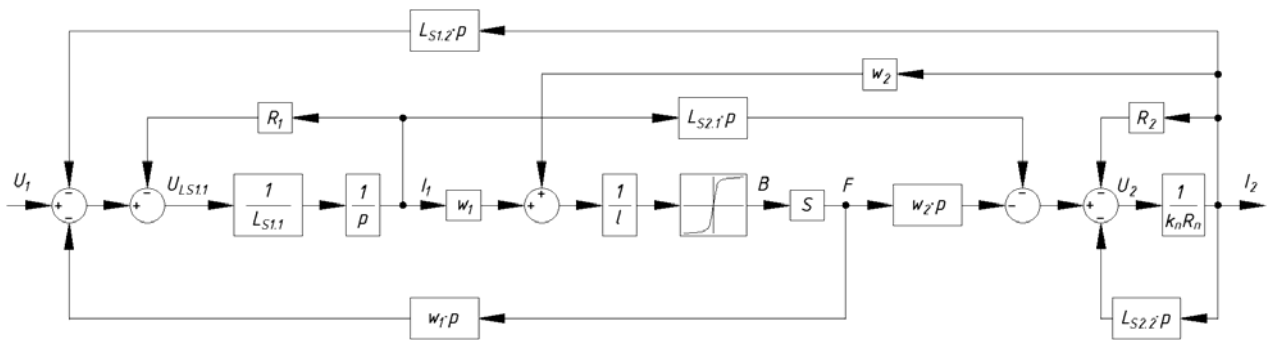


Рис. 5

правилами теорії автоматичного керування, і дає змогу аналізувати систему досить простими методами.

Цю структурну схему доцільно модифікувати, використовуючи методіку, викладену в [8, 9]. Для цього перетворимо ланку Rn і перенесемо точки знімання вхідних сигналів ланок $L_{S12}p$, $L_{S21}p$ на входи відповідних інтеграторів, виключаючи одночасно операції диференціювання. Введемо також аперіодичні ланки з коефіцієнтом передачі, рівним одиниці, і малою постійною часу T у прямий канал обчислення потоку послідовно з блоком S . Отримана структурна схема (рис. 6) також відповідає рівнянням (4), але спрощує їхнє розв’язання.

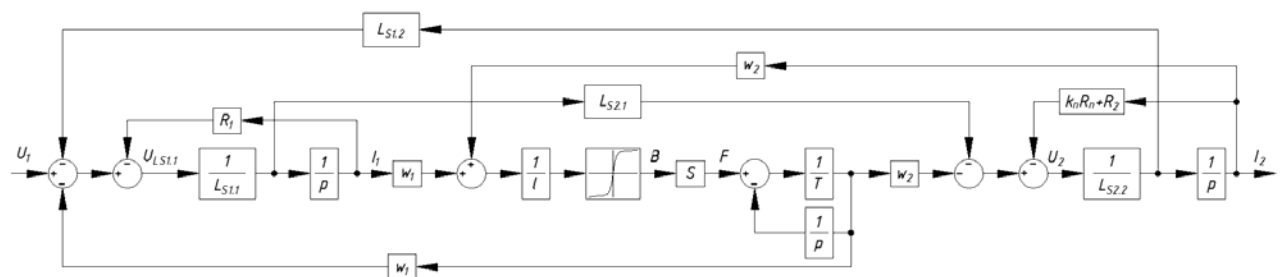


Рис. 6

Зростання температури в локальній зоні металевого сплаву фільтрального живильника призводить до збільшення його питомого електричного опору, але цей процес має нелінійний характер завдяки нелінійному тепловому коефіцієнту жаростійкого сплаву. Аналітичне визначення цього коефіцієнту дуже складне.

Для створення оптимальної системи керування вузлом вироблення установки БСТВ експериментально визначимо залежність активного опору фільтрального поля від вторинного струму трансформатора СТ.

Розбивши криву струму на три кусочно-лінійні ділянки, дістанемо апроксимовані залежності $T = f(I_2)$:

$$\begin{cases} T = k_1 I_2 + 1.35, & I_2 \leq 1000, \\ T = k_2 I_2 + 2, & 1000 \leq I_2 \leq 1365, \\ T = k_3 I_2 + 1.65, & I_2 \geq 1365, \end{cases} \quad (5)$$

де $k_1=2,21$, °C/A, $k_2=1,29$, °C/A, $k_3=0,99$, °C/A.

На рис. 7 побудовано апроксимовану залежність $T = f(I_2)$ для всього діапазону робочих струмів. (Криві, що показують залежність $T = f(I_2)$ для фільтри зі сплаву 20X23H18: - - - експериментальна; — апроксимована).

Проведемо дослідження математичної моделі системи ТРС–СТ у середовищі MATLAB. На рис. 8 наведено структурну схему математичної моделі системи ТРТ–СТ, або точніше, фільтрального нагрівального вузла під час роботи від регулятора струму.

На рис. 8 позначено: $W_{ТП}$ і $W_{СТ}$ – передавальні функції тиристорного перетворювача й трансформатора СТ. Позначено змінні: $I_{СТ}$ – сигнал завдання робочого струму, I_Z – сигнал

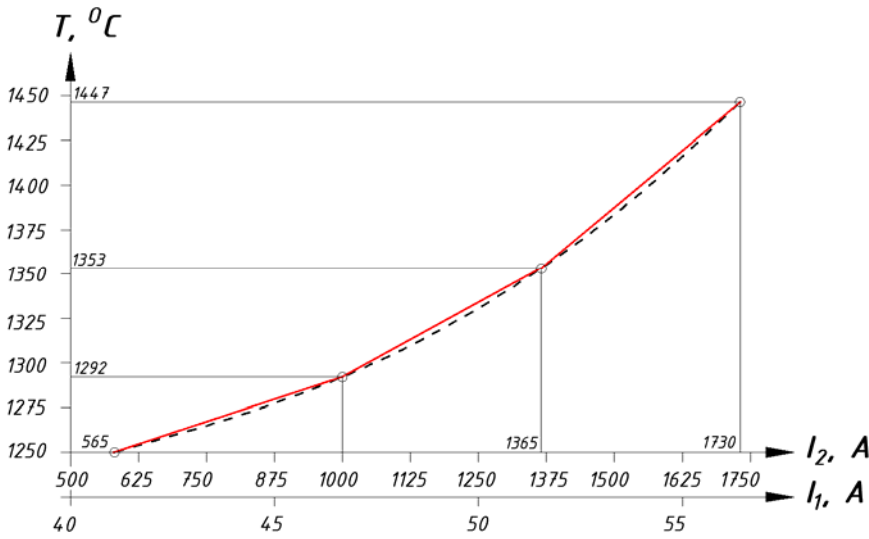


Рис. 7

завдання струму після ПІ-регулятора, U_1 – напруга первинної обмотки СТ, I_1 , I_2 – струми первинної і вторинної обмоток СТ, T – температура фільтри.

Синтез отриманої структурної схеми системи ТР–СТ (рис. 8) виконується за допомогою програми SIMULINK програмного пакета MATLAB (рис. 9).

Структурну схему спеціального трансформатора з однією первинною обмоткою наведено на рис. 10.

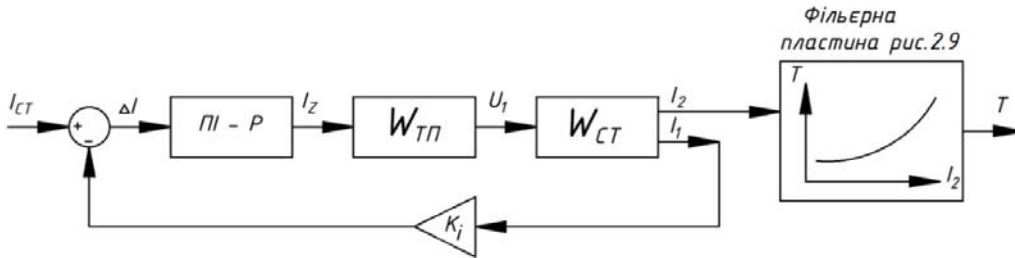


Рис. 8

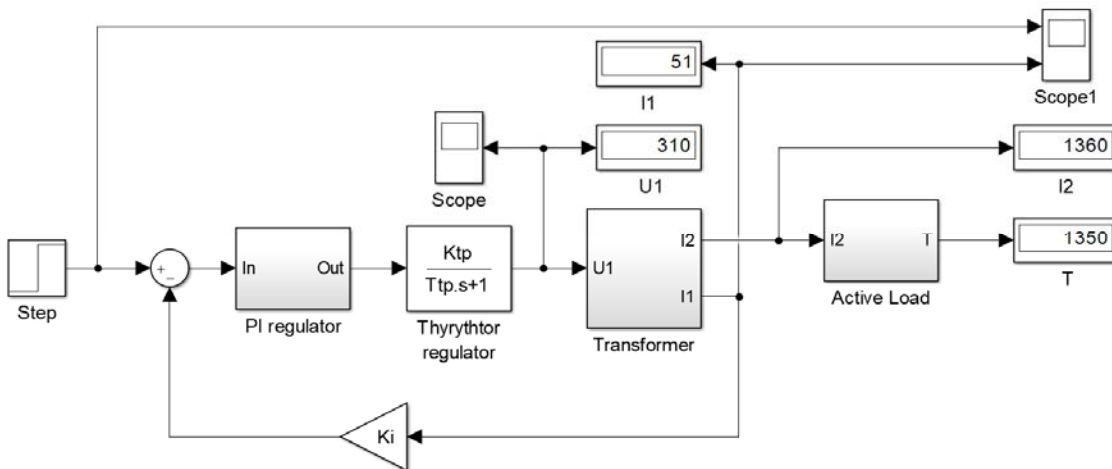


Рис. 9

Усі основні та додаткові блоки, а також внутрішня структура підсистем повністю відповідні структурній схемі, наведеній на рис. 9.

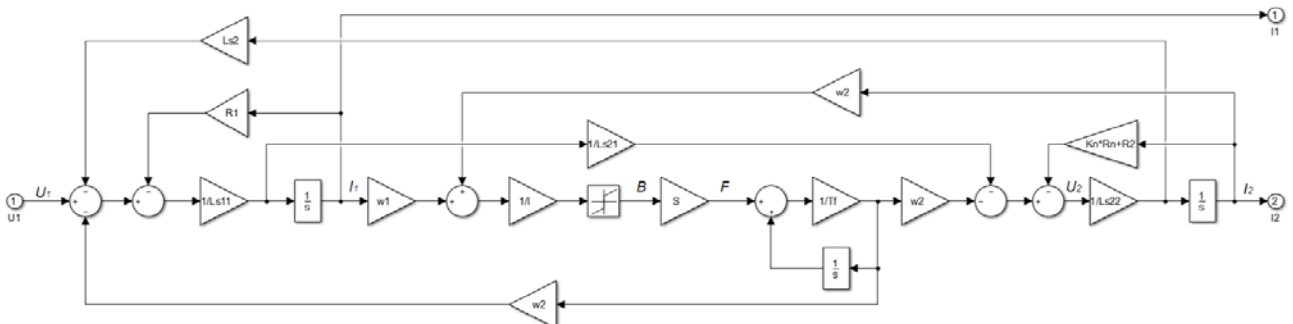


Рис. 10

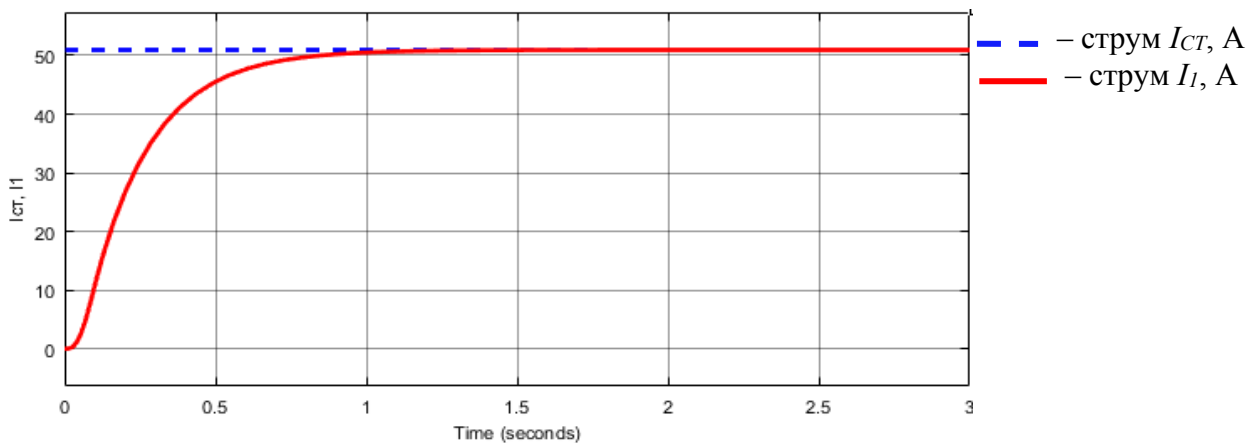
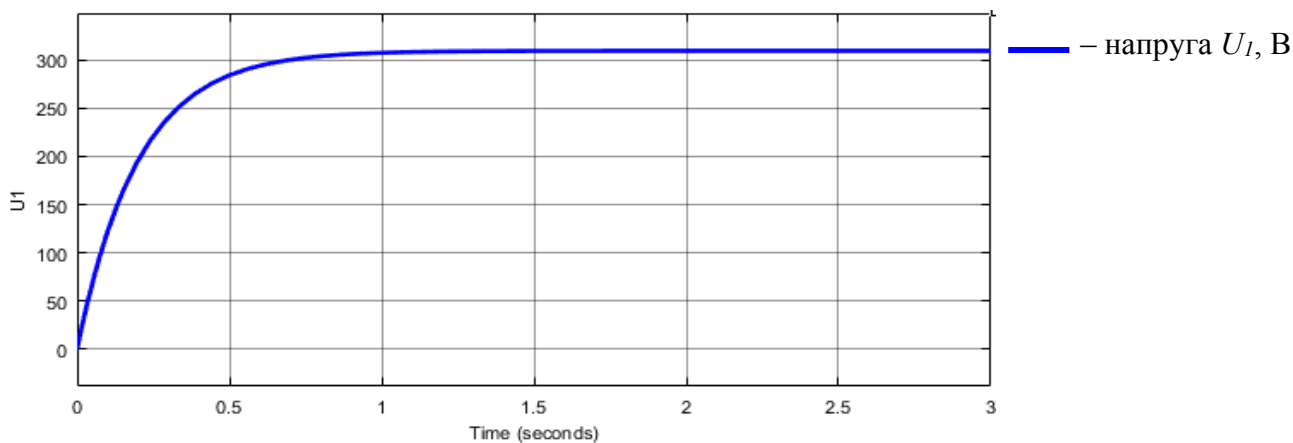


Рис. 11

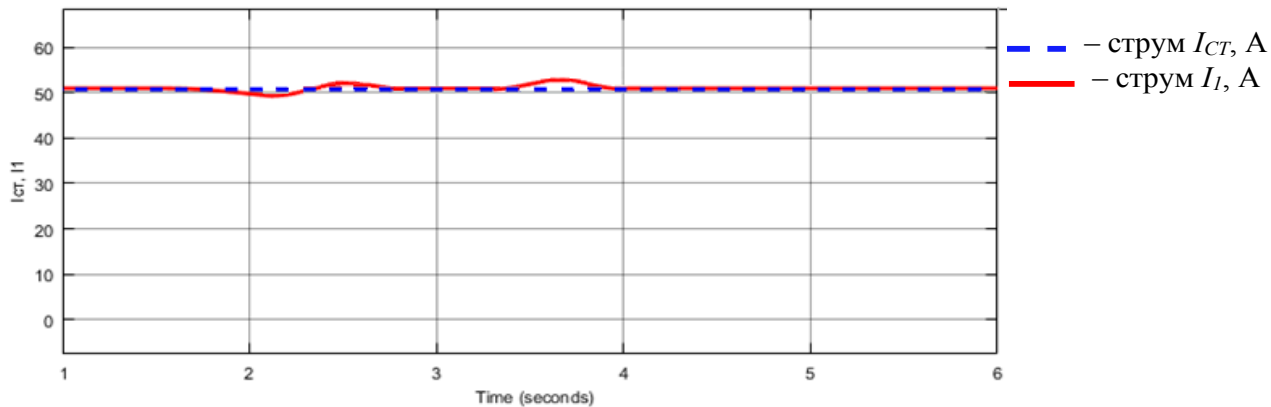
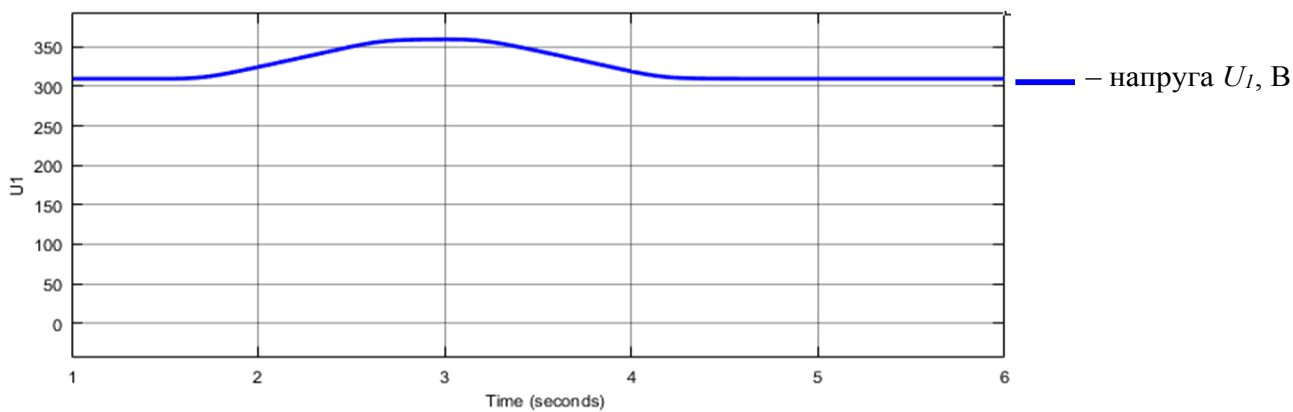


Рис. 12

На рис. 11 та 12 наведено графіки перехідних процесів напруг і струмів первинної об-

мотки трансформатора, отримані в результаті моделювання. Графіки сигналів завдання струму обмоток показано пунктирною лінією.

Наведені графіки перехідних процесів струмів і напруг у первинній обмотці СТ демонструють, що система виходить на заданий робочий режим без перерегулювання та з необхідним часом $t_{mn} = 1,5$ с, який задається під час налаштування коефіцієнтів пропорційно-інтегрального регулятора. Як свідчить практичний досвід, такий час перехідних процесів цілком прийнятний, тому що теплові процеси – інерційні, а головне завдання керування – не швидкість, а плавність і точність виходу на тепловий режим.

Отже, отримані графіки перехідних процесів повністю відповідають заданим вимогам. Система з пропорційно-інтегральними регуляторами струму спеціального трансформатора забезпечує задані плавність і точність регулювання температури фільєрного поля.

Розбіжність кривих перехідних процесів струмів і напруг, отриманих під час моделювання, і знятих під час проведення заводських випробувань, становить не більше 5 %. Це свідчить про адекватність розробленої математичної моделі системи її практичній реалізації.

Висновки.

1. Розроблено математичну модель спеціального трансформатора, яка враховує нелінійні властивості осердя та нелінійну залежність опору навантаження від температури фільєри, які адекватно (за результатами експериментальних досліджень) показують реальні електромагнітні процеси в трансформаторах такого типу.

2. Визначено, що головна змінна установки БСТВ – температура фільєрного поля T у зоні вироблення розплаву – нелінійно залежить від величини струму вторинної обмотки СТ. Побудовано апроксимовану залежність $T = f(I_2)$ для всього діапазону робочих струмів, яку доцільно використовувати під час синтезування структурних схем системи.

3. Розроблено математичну модель системи “тиристорний регулятор струму – спеціальний трансформатор ТРС–СТ”, яка відображає процес регулювання струму фільєрних живильників. Проведено розрахунки та аналіз перехідних процесів системи в середовищі *MATLAB SIMULINK*, результати яких свідчать про адекватність запропонованої математичної моделі (розбіжність між змодельованими та реальними графіками перехідних процесів – не більше 5 %). Результати моделювання можуть бути використані для подальшої оптимізації багатоконтурної системи керування з взаємопов'язаними і нелінійними параметрами.

Фінансується за держбюджетною темою «База-П8», що виконується за Постановою Бюро ВФТПЕ від 12.06.2018 р., протокол №10. Державний реєстраційний номер роботи ДР0119U001282. КПКВК 6541030.

1. Стяжкин В.П., Подейко П.П. Оптимальное управление электротехнологической установкой по производству базальтового супертонкого волокна. *Вісник НТУ “ХПИ”*. 2015. № 12. С. 124–127.
2. Алтунин Б.Ю., Блинов И.В., Кралин А.А., Панкова Н.Г. Электротехнические расчеты в системе компьютерной математики MATLAB SIMULINK. НГТУ. Н. Новгород. 2005. 102 с.
3. Алтунин Б.Ю. Макромоделирование тиристорных переключающих устройств силовых преобразовательных трансформаторов. НГТУ. Н. Новгород, 1998. 108 с.
4. Фильц Р.В., Семчишин О.В. Цифровая математическая модель обобщенного статического электромагнитного преобразователя энергии со стержневым магнитопроводом. *Изв. вузов. Сер. Энергетика*. 1987. № 9. С. 25–29.
5. Бессонов Л.А. Теоретические основы электротехники. Электромагнитное поле. М.: Высшая школа, 1986, 263 с.
6. Блинов И.В., Кралин А.А., Панкова Н.Г. Информационное сопровождение учебного процесса по электротехнике с использованием системы MATLAB SIMULINK. Нижегород. гос. техн. ун-т, Волжская гос. инж.- педагогич. академия. Н. Новгород, 2003.
7. Попов В.А. Преобразователи электрической энергии с безреактивным сглаживанием пульсаций выпрямленного напряжения. *Технічна електродинаміка*, ч. 7. 2000. С. 56–63.
8. Иванушкин В.А., Сарапулов С.Ф., Шымчак П.Н. Структурное моделирование электромеханических систем и их элементов. Щецин, 2000. 72 с.
9. Гулятьев А.К. Визуальное моделирование в среде MATLAB. СПб.: ПИТЕР, 2000. 320 с.

MATHEMATICAL MODELING AND ANALYSIS OF ELECTROMAGNETIC PROCESSES IN THE THYRISTOR CURRENT REGULATOR SYSTEM - SPECIAL TRANSFORMER OF THE INSTALLATION OF PRODUCTION OF BASALT ULTRATHIN FIBERS**V.P. Styazhkin, P.P. Podeiko,**

Institute of Electrodynamics of the National Academy of Sciences of Ukraine,

pr. Peremohy, 56, Kyiv, 03057, Ukraine

e-mail: tems@ukr.net

Peculiarities of mathematical modeling are considered and electromagnetic processes in the system “thyristor current regulator - special transformer” (TRS-ST) are analyzed. An indirect method for measuring the temperature of a die plate, which is controlled by the primary current of the CT, is proposed. A simulation model of the TRS-ST system has been created, which makes it possible to take into account the nonlinearity of the characteristics of the transformer core material and the nonlinearity of the load resistance to achieve the required accuracy of electromagnetic processes. The results of simulation confirmed the effectiveness of the developed mathematical model as the difference between the curves of transients obtained by modeling and the curves obtained during research on the experimental setup is not more than 5% and allows to further optimize multi-loop control systems with interconnected and nonlinear parameters. Ref. 9, fig. 12.

Keywords: electrothermal installation, ultrathin fibers, spinneret feeder, thyristor regulator, special transformer.

1. Styazhkin V.P. Podeiko P.P. Optimal control of an electrotechnological installation for the production of basalt superfine fiber. *Visnyk NTU KhPI*. 2015. No 12. Pp. 124–127.
2. Altunin B.U., Blinov I.V., Kralin A.A., Pankova N.G. Electrotechnical calculations in the system of computer mathematics MATLAB SIMULINK. NGTU. N. Novgorod. 2005. 102 p.
3. Altunin B.U. Macromodeling of thyristor switching devices of power converter transformers. NGTU. N. Novgorod, 1998. 108 p.
4. Filts R.V. Semchishin O.V. A digital mathematical model of a generalized static electromagnetic energy converter with a magnetic core. *Izv. vuzov. Ser. Energetika*. 1987. No 9. Pp. 25–29.
5. Bessonov L.A. Theoretical foundations of electrical engineering. Electromagnetic field. Moskva: Vysshaya shkola, 1986, 263 p.
6. Blinov I.V., Kralin A.A., Pankova N.G. Informational support of the educational process in electrical engineering using the MATLAB SIMULINK system. Nizhny Novgorod. state tech. un-t, Volga state. engineer-pedagogical academy. N. Novgorod, 2003.
7. Popov V.A. Converters of electrical energy with non-reactive smoothing of rectified voltage ripples. *Tekhnichna elektrodynamika*, p. 7, 2000. Pp. 56–63.
8. Ivanushkin V.A., Sarapulov S.F., Shymchak P.N. Structural modeling of electromechanical systems and their elements. Szczecin, 2000. 72 p.
9. Gulyatiev A.K. Visual modeling in the MATLAB environment. SPb: PITER, 2000. 320 p.

Надійшла: 03.06.2021

Received: 03.06.2021

ЕЛЕКТРОЕНЕРГЕТИЧНІ СИСТЕМИ ТА РИНКИ ЕЛЕКТРОЕНЕРГІЇ

УДК 621.3.051.024

DOI: <https://doi.org/10.15407/publishing2021.59.036>

ЗАСТОСУВАННЯ СИСТЕМ HVDC ДЛЯ ІНТЕГРАЦІЇ ВДЕ ТА ВИДАЧІ ПОТУЖНОСТІ З ПРОФІЦИТНОГО РАЙОНУ ОЕС УКРАЇНИ

В.В. Павловський*, докт. техн. наук, **А.В. Приходько****

Інститут електродинаміки НАН України,
пр. Перемоги, 56, Київ, 03057, Україна
e-mail: loginlav90@gmail.com

Представлено аналіз та оцінку переваг від впровадження систем HVDC паралельно завантаженим лініям змінного струму як засіб розв'язання проблеми видавання потужності з профіцитних енергорайонів ОЕС України. Такі райони виникають за активного розвитку нових станцій, що працюють на відновлюваних джерелах енергії (ВДЕ). Запропоновано два варіанти встановлення таких систем та виконано відповідний аналіз електричних режимів роботи ОЕС України за критерієм надійності N-1. Бібл. 11, рис. 4, таблиця.

Ключові слова: електричні системи, моделювання режимів, постійний струм, VSC HVDC, критерій надійності «N-1», ВДЕ, вузькі місця, PowerFactory.

Вступ. На сьогодні як в Україні, так і в усьому світі спостерігається тренд на декарбонізацію електроенергетики. Зокрема, до електричних мереж приєднуються все більше електростанцій на відновлюваних джерелах енергії (ВДЕ), здебільшого це СЕС та ВЕС. Очікується, що найближчим часом ВДЕ певною мірою замінять станції на традиційних джерелах енергії. Так, уже сьогодні деякі розвинені країни світу мають частку ВДЕ, яка складає приблизно 30-40 % потужності енергосистеми [1, 2]. Однак впровадження ВДЕ залежить від багатьох чинників, таких як економічні можливості країни, кліматичні та природні умови, особливості енергосистеми, доступ до електричних мереж, інше. Традиційно багатьом енергосистемам притаманні територіальна розподіленість генерації та споживання, зосередження великої частки генерації в одному енергорайоні. Останнє призводить до необхідності передавати електроенергію в місця зосередження навантаження. У разі недостатнього мережевого будівництва та наявності «слабких зав'язків» створюються «вузькі місця» в енергосистемах [3, 4]. Ця проблема набуває значної актуальності в Україні зі збільшенням частки ВДЕ та потребує розв'язання системним оператором ОЕС України за допомогою використання сучасних технологій керування режимами.

Встановлена потужність ОЕС України станом на грудень 2020 року становила 54,5 ГВт, з них 6,5 ГВт, що складає приблизно 12 %, припадає на ВДЕ [5]. Також із рис. 1, на якому зображено графік зміни встановленої потужності СЕС та ВЕС за період 2015–2020 рр. [5], можна зробити висновок щодо значного збільшення частки ВДЕ в останні роки. Так, за



Рис. 1

п'ять років встановлена потужність ВЕС збільшилася в 3,8 раза, СЕС – у 14,4 раза. На сьогодні продовжується процес впровадження ВДЕ, потужність деяких еквівалентна енергетичному блоку ТЕС або АЕС. У найближчому десятиріччі частка ВДЕ в ОЕС України може зрости від 30 до 40 %. В Україні найбільша частка ВДЕ територіально зосереджена на півдні, а

саме – в Дніпровській та Південній енергосистемах. На рис. 2 показано схематичне зображення перетоків потужності в ОЕС України між окремими енергосистемами. Стрілками позначено напрямки перетоків потужності між енергосистемами для характерного мінімуму навантажень літнього та зимового режимних днів. Генерація переважно зосереджена на півдні України і передається наявними мережевими зв'язками до дефіцитних енергорайонів.

Варто зауважити, що енергорайон півдня України має особливості та характеризується мережевими обмеженнями. А саме: у разі зростання генерації ВДЕ є ймовірність обмеження видачі потужності Запорізьких АЕС та ТЕС. Також у цьому енергорайоні недостатньо маневрових потужностей, проте є дуже складна розгалужена електрична мережа – 750/330/220/150/110 кВ. Крім того, зменшення навантаження у зв'язку з вимкненням електричних зв'язків із Кримською енергосистемою та втрати частини мереж Донбаської енергосистеми значно змінило режими роботи всієї ОЕС України.

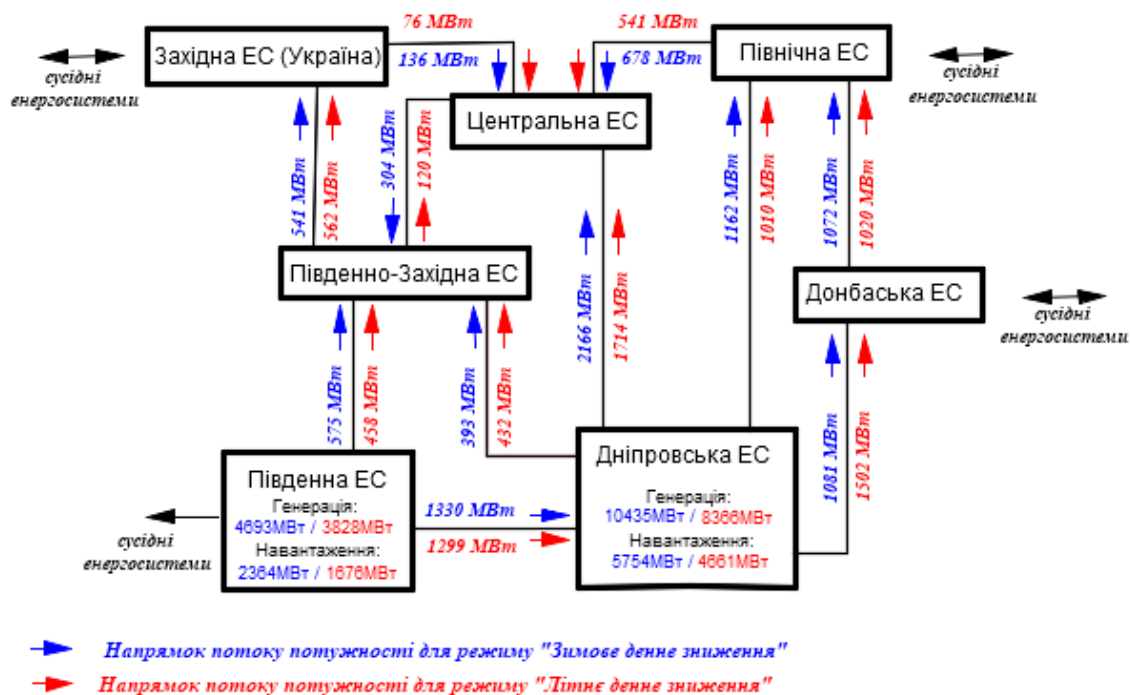


Рис. 2

Відповідно до Світового та Європейського досвіду для передачі значної потужності в енергосистемах та розв'язання проблеми профіцитних районів та «вузьких місць» використання традиційних підходів передачі на змінному струмі може бути вже не достатнім з огляду на економічні та соціально-екологічні обмеження. Так, розповсюдження отримали системи передачі постійного струму (High Voltage Direct Current – HVDC). Такі системи постійного струму HVDC працюють паралельно сильно завантаженим лініям передачі змінного струму [4, 5]. Системи HVDC виконують швидке та плавне керування, мають можливість гнучкого регулювання активної та реактивної потужності та багато інших переваг над традиційними системами на змінному струмі. Завдяки можливості таких систем до динамічної підтримки напруги може значно збільшитися здатність сусідніх ліній передачі змінного струму, що є також актуальним завданням і для ОЕС України. Такі системи дають змогу передавати потужність на великі відстані з мінімальними втратами електроенергії, що складають приблизно 0,9–1,3 %. Вартість передачі електроенергії за допомогою ліній постійного струму протяжністю 500–600 км співставна вартості ліній на змінному струмі. Це пов'язано з необхідністю будівництва проміжних підстанцій для передачі електроенергії лініями змінного струму, засобів компенсації реактивної потужності та більшою кількістю проводів. З огляду на вищевказані переваги у різних енергосистемах світу побудовано вже понад 100 систем HVDC, найбільше в Бразилії, Китаї, Індії та Європі, і їхня кількість збільшується з кожним роком [6]. Проте в Україні на сьогодні такі системи досі не впроваджені.

Метою цієї роботи є аналіз та оцінка можливості вирішення проблеми видачі потужності з південної частини енергосистеми, де зосереджена значна частина генеруючої потужності, у тому числі ВДЕ, за допомогою інтеграції систем HVDC в ОЕС України. Також автори поставили за мету дослідити альтернативні варіанти інтеграції систем HVDC паралельно традиційній системі змінного струму в ОЕС України.

Для аналізу та оцінки інтеграції систем HVDC в ОЕС України проведено математичне моделювання електричних режимів на основі створеної комплексної комп'ютерної моделі. Комплексна модель ОЕС України розроблена в ПЗ PowerFactory 2020, складається із семи енергосистем: Дніпровської, Західної, Північної, Центральної, Південно-Західної, Південної та частково Донбаської. Відповідно ОЕС України має міжсистемні лінії зв'язку з ЄЕС Центру (Росія), ЄЕС Білорусі та відповідними частинами Європейської мережі операторів систем передачі електроенергії (ENTSO-E). Для забезпечення обміну потужності між ОЕС України та сусідніми енергосистемами ОЕС України поділена на дві електрично не з'єднані частини. Одна з них – це острів Бурштинської ТЕС, яка працює в синхронному режимі з ENTSO-E, друга основна частина працює синхронно з енергосистемами Росії, Білорусі та Молдови. Електрична мережа ОЕС України представлена лініями електропередачі 750, 330, 220 кВ та частково 150 та 110 кВ із відповідно заданим типом провідника та протяжністю. Станції та підстанції ОЕС України представлені в деталізованому вигляді з відповідними заданими параметрами генеруючого обладнання.

У цьому дослідженні з урахуванням часу, необхідного для впровадження системи HVDC, режим роботи ОЕС України розроблено для перспективного 2027 року. Перспективна модель включає такі особливості: враховано поточний стан та перспективне мережеве будівництво (відповідно до Плану розвитку системи передачі на 2021–2030 роки [7]), враховано наявні та перспективні ВДЕ в обсязі 33,9 % від усієї генеруючої потужності ОЕС України для режиму «Денного зниження навантаження під час зимового періоду» та 42,7% для режиму «Денного зниження навантаження під час літнього періоду». Передача постійним струмом представлена за допомогою системи VSC-HVDC (Voltage Source Converter) [8, 9], що використовує перетворювачі напруги на основі транзисторів. Система VSC-HVDC здатна до гнучкого регулювання активної та реактивної потужності. У моделі досліджень потужність, що передається VSC-HVDC, прийнята на рівні 1000 МВт. Модель VSC-HVDC (рис. 3) показано модульним багаторівневим перетворювачем, підмодулі якого виконані півмостовою схемою.

Для порівняння розглянуто два альтернативних варіанти встановлення такої системи: у першому потужність передається в напрямку дефіцитного центру ОЕС України: від ПС 750 кВ «Каховська» до ПС 750 кВ «Київська» («HVDC К-К»), довжина такої лінії складає приблизно 600 км. Другий варіант – потужність передається в напрямку південного заходу ОЕС України, де розташована потужна Дністровська ГАЕС, а саме від ПС 750 кВ «Каховська» до ПС 750 кВ «Приморська», довжина – 200 км («HVDC К-П»). Схематичне зображення двох

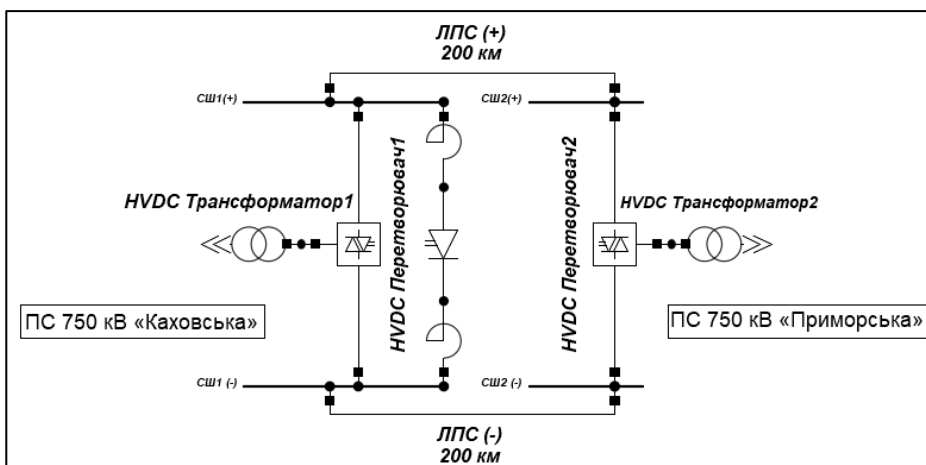


Рис. 3

вказаних систем HVDC VSC показано на рис. 4. Варто зазначити, що в «Плані розвитку системи передачі на 2021–2030 роки» [7], у рамках проекту «Південна високовольтна магістраль 750 кВ» [10] передбачено будівництво ПЛ 750 кВ «Каховська-Приморська», але поки що на змінному струмі.

Критерій надійності

N-1. Оцінювання впливу інтеграції обох варіантів HVDC проводилася за критерієм забезпечення надійності N-1 за допомогою моделювання ustalених електричних режимів методом Ньютона-Рафсона в програмному забезпеченні (ПЗ) DIgSILENT PowerFactory 2020 [11]. Таке ПЗ дає змогу виконувати розрахунки електричних режимів для мереж змінного чи постійного струму та гібридних мереж. Відповідно до критерію виконано моделювання понад 80 аварійних схем у мережі ОЕС України.

Перевірка відбувалася почерговим перебором аварійних схем (відключенням ПЛ 330 кВ та 750 кВ у мережі ОЕС України) на предмет дослідження стійкості режиму, виникнення неприпустимих відхилень напруги та переобтяжень елементів мережі. Моделювання ustalених електричних режимів проводилися для двох режимних сценаріїв – «Денне зниження навантаження під час зимового періоду» (температура повітря – 0°) та «Денне зниження навантаження під час літнього періоду» (температура – 40°). Для кожного режимного сценарію розглянуто три варіанти конфігурації моделі: «Без HVDC» (модель «як є» без введених систем HVDC); + «HVDC К-К» (у модель ОЕС України введена система HVDC від ПС 750 кВ «Каховська» до ПС 750 кВ «Київська»); + «HVDC К-П» (у модель ОЕС України введена система HVDC від ПС 750 кВ «Каховська» до ПС 750 кВ «Приморська»).

Випадки переобтяження (завантаження елементів у %) для схем N-1 наведено в таблиці.

За результатами моделювання виявлено дві найважчі аварійні ситуації, а саме: відключення ПЛ 750 кВ «Южно-Українська АЕС – Дніпровська» та ПЛ 750 кВ «Южно-Українська АЕС – Вінницька». У разі відключення однієї з цих ПЛ залежно від режиму роботи ОЕС України виникають переобтяжені елементи мережі. У таблиці ідентифіковано 13 таких елементів.

Для режиму «Денне зниження навантаження під час зимового періоду» під час моделювання без впровадження систем HVDC (які до речі поки що не передбачені в чинному Плані розвитку системи передачі на 2021–2030 роки [7]), виявлено шість можливих переобтяжень у мережі (завантаження складають до 118,6 % від номінального значення). У випадку впровадження в модель системи «HVDC К-П» кількість переобтяжень зменшилася до чотирьох, а величина переобтяжень зменшилася до 113 %. У випадку впровадження «HVDC К-К» переобтяження в мережі взагалі зникають. Тобто в цьому режимі впровадження в модель системи «HVDC К-К» дає дещо кращі результати проти системи «HVDC К-П».

Для режиму «Денне зниження навантаження під час літнього періоду» без впровадження систем HVDC виявлено вісім можливих переобтяжень у мережі (завантаження складають до 145,6 % від номінального значення). У випадку впровадження в модель системи «HVDC К-П» кількість переобтяжень зменшилася до семи, а величина переобтяжень зменшилася до 131,1 %. У випадку впровадження «HVDC К-К» кількість переобтяжень зменшилася до двох, а величина переобтяжень – до 117,2 %. У режимі «Денне зниження навантаження під час літнього періоду» впровадження в модель системи «HVDC К-К» також дає дещо кращі результати проти системи «HVDC К-П».

Отже, з одержаних розрахунків можна зробити висновок щодо значного зменшення переобтяжених елементів у разі впровадження в модель систем «HVDC К-К» та «HVDC К-П».

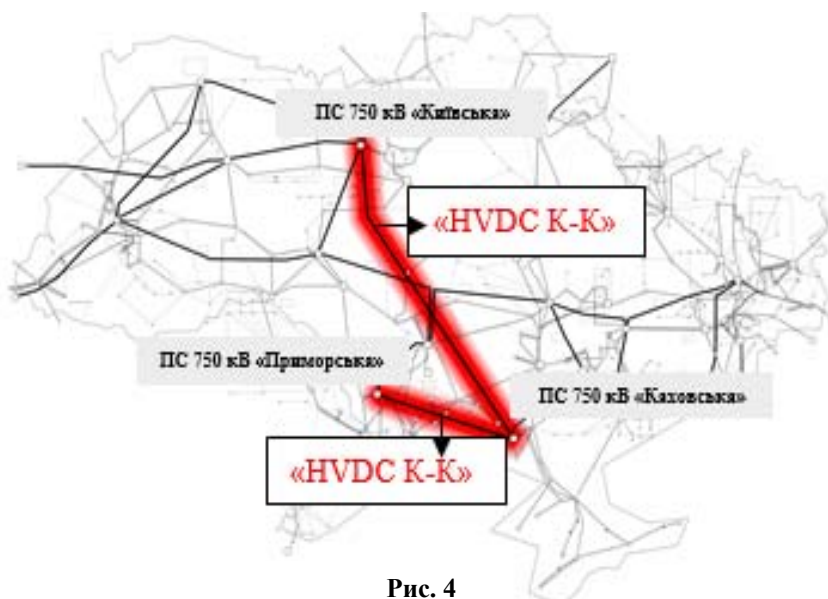


Рис. 4

Обидві системи мають можливість розв'язати проблему видавання профіцитної потужності з південної частини енергосистеми, проте впровадження системи «HVDC К-К» дає дещо кращі результати порівняно з системою «HVDC К-П» за критерієм надійності N-1.

Також введення в роботу системи HVDC в ОЕС України має позитивний вплив на завантаження нововведеної (у 2020 році) ПЛ 750 кВ «Запорізька АЕС – Каховська» [10]. Під час розрахунку усталеного режиму «без HVDC» потужність, що передається по ПЛ 750 кВ «Запорізька АЕС – Каховська», складає близько 200 МВт (6 %), що пояснюється браком достатнього навантаження та значної генерації від ВДЕ в регіоні введення цієї ПЛ. У разі введення в роботу «HVDC К-П» через перерозподіл потоків потужності збільшилося більш ніж удвічі завантаження ПЛ 750 кВ «Запорізька АЕС – Каховська» до 14 % (800 МВт) та на 16 % (829 МВт) – у разі введення в роботу «HVDC К-К».

| | Назва елемента мережі ОЕС України | Денне зниження навантаження під час зимового періоду, % | | | Денне зниження навантаження під час літнього періоду, % | | | Схема для найважчого переобтяження |
|---|---|---|--------------|--------------|---|-------------|------------|---|
| | | Без HVDC | +«HV DC К-К» | +«HV DC К-П» | Без HVDC | +HVD C К-К» | HVD C К-П» | |
| | | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | | |
| 1 | АТ 750/330 кВ Южно – Українська АЕС | 118,6 | - | - | 145,6 | 117,2 | 02,7 | ПЛ 750 кВ «Южно-Українська АЕС – Дніпровська» |
| 2 | ПЛ 330 кВ «Миколаївська – Херсонська» | 109,1 | - | - | 113,6 | - | | |
| 3 | ПЛ 330 кВ «Котовська – Приморська» | 105,8 | - | 113,0 | - | - | | ПЛ 750 кВ «Южно-Українська АЕС – Вінницька» |
| 4 | АТ 220/110 кВ ПС 220 кВ «Доброславська» | 103,9 | - | - | - | - | | |
| 5 | ПЛ 330 кВ «Канівська ГЕС – Поляна» | 103,3 | - | 102,2 | 114,0 | - | 12,2 | |
| 6 | АТ 750/330 кВ ПС 750 кВ «Донбаська» | 100,1 | - | - | - | - | | |
| 7 | АТ 750/330 кВ ПС 750 кВ «Приморська» | - | - | 104,6 | - | - | | |
| 8 | АТ 750/330 кВ ПС 750 кВ «Вінницька» | - | - | 102,1 | - | - | | |
| 9 | ПЛ 330 кВ «ЮУАЕС – Побузька» | - | - | - | 129,0 | 105,8 | 31,1 | |
| 1 | ПЛ 330 кВ «Ладжинська ТЕС – Побузька» | - | - | - | 122,7 | - | 19,4 | |
| 1 | ПЛ 330 кВ «Кременчуцька ГЕС – Черкаська» | - | - | - | 111,9 | - | 05,2 | |
| 1 | ПЛ 330 кВ «Канівська ГЕС – Трипільська ТЕС» | - | - | - | 108,3 | - | 06,0 | |
| 1 | АТ 750/330 кВ ПС 330 кВ «Вінницька» | - | - | - | 105,0 | - | 10,0 | |

Висновок. Інтеграція запропонованих систем HVDC VSC відповідно до розрахунків електричних режимів дає змогу збільшити ефективність передачі потужності з профіцитних районів південної частини ОЕС України до центральної та південно-західної її частин. Значно зменшується кількість та величина переобтяжень елементів магістральної мережі, що показує позитивний ефект від впровадження таких систем.

Також внаслідок перерозподілу потоку потужності в ОЕС України лінії електропередач, що були незавантажені, з інтеграцією систем HVDC VSC передають більше потужності. Надалі вектор досліджень застосування систем HVDC VSC в ОЕС України буде спрямований на аналіз динамічної стійкості з погляду впливу на надійність видавання потужності ЗАЕС, що сьогодні є одним із ризиків у будівництві нових станцій ВДЕ на півдні України. У разі виявлення комплексного позитивного впливу на режими роботи ОЕС України від впровадження систем HVDC буде запропоновано виконання детального техніко-економічного обґрунтування та включення впровадження HVDC VSC до наступного Плану розвитку системи передачі ОЕС України.

Фінансується за держбюджетною темою «Розвиток теорії, розроблення методів інтелектуалізації технологічних процесів та засобів керування, моніторингу, діагностування і вимірювання в електроенергетичних та електротехнічних системах (шифр: Интехен 2)», що виконується відповідно до постанови Президії НАН України від 18.12.2019 № 339 «Про затвердження розподілу бюджетного фінансування НАН України на 2020 рік». Державний реєстраційний номер 0120U002125.

1. Yang Wei, Pestana Rui, Esteves Joao, Reis Francisco, Yan Li, Yongning Chi, Xinshou Tang, Haiyan Tang. Analysis and Inspiration of the National Load all Powered by Renewable Energy in Portugal. 2019 *IEEE Innovative Smart Grid Technologies - Asia (ISGT Asia)* 21-24.05.2019. DOI: <https://doi.org/10.1109/ISGT-Asia.2019.8881787>
2. Rucianu Liviu. The potential of carbon capture and storage as a tool for the integration of RES. 2014 *International Conference on Applied and Theoretical Electricity (ICATE)*, Craiova, Romania 23-25.10.2014. DOI: <https://doi.org/10.1109/ICATE.2014.6972614>
3. Migliori M., Lauria S.. Renewable sources integration using HVDC in parallel to AC traditional system: the Adriatic project. 2019 *AEIT HVDC International Conference (AEIT HVDC)*, Italy, 9-10.05.2019. DOI: <https://doi.org/10.1109/AEIT-HVDC.2019.8740556>
4. Yan Li, Yongning Chi, Zhibing Wang, Haiyan Tang, Guanglei Li, Shuming Sun, Yan Cheng. Study on Fault Control Requirement and Strategy of Large Scale Renewable Energy VSC-HVDC Integration. 2019 *IEEE 3rd Conference on Energy Internet and Energy System Integration (EI2)*, China, 8-10.11.2019. DOI: <https://doi.org/10.1109/EI247390.2019.9062065>
5. Встановлена потужність енергосистеми України на 12/2020. URL: <https://ua.energy/vstanovlena-potuzhnist-energosityemy-ukrayiny/> (дата звернення: 25.01.2021)
6. List of HVDC projects. URL: https://en.wikipedia.org/wiki/List_of_HVDC_projects (дата звернення: 09.02.2021)
7. План розвитку системи передачі на 2021-2030 роки. НЕК Укренерго. URL: <https://ua.energy/peredacha-i-dyspetcheryzatsiya/plan-rozvytku-oes-ukrayiny/> (дата звернення: 17.02.2021)
8. Павловський В.В., Приходько А.В. Системи передачі електричної енергії постійним струмом. Динамічна модель перетворювача з лінійною комутацією. *Праці інституту електродинаміки НАН України*. 2020. Вип. 55. С. 16–21. DOI: <https://doi.org/10.15407/publishing2020.55.016>
9. Guo-Jie Li, Lie T.T., Yuan-Zhang Sun, Si-Ye Ruan, Ling Peng, Xiong Li. *Applications of VSC-Based HVDC in Power System Stability Enhancement*. Singapore, 29 Nov.-2 Dec. 2005. DOI: <https://doi.org/10.1109/IPEC.2005.206937>
10. Нова ПЛ 750 кВ ЗАЕС – Каховська. URL: <https://ua.energy/zagalni-novyny/nova-pl-750-kv-zaes-каховська-dozyvlyt-zaporizkij-aes-pratsyuvaty-bez-obmezheniya-vstanovlenoyi-potuzhnosti/> (дата звернення: 09.02.2021)
11. DIgSILENT PowerFactory 2020. User Manual. URL: <https://www.digsilent.de> (дата звернення: 17.02.2021)

APPLICATION OF HVDC SYSTEMS FOR RES INTEGRATION AND POWER TRANSMISSION FROM THE SURPLUS SOUTH PART OF THE IES OF UKRAINE

V.V. Pavlovskiy, A.V. Prykhodko

Institute of Electrodynamics of the National Academy of Sciences of Ukraine,

pr. Peremohy, 56, Kyiv, 03057, Ukraine

e-mail: loginlav90@gmail.com

The analysis and estimation of advantages from the implementation of HVDC systems in parallel to the loaded alternating current lines as a means of solving the problem of power output from surplus energy regions of the IES of Ukraine were presented. Such regions arise with the active development of new Renewable Energy Resources (RES). Two variants of installation of such systems are proposed and the corresponding analysis of electrical modes of IES of Ukraine with reliability criteria "N-1" was executed. Ref. 11, fig. 4, table.

Keywords: electrical systems, modes simulation, direct current, VSC HVDC, reliability criteria "N-1", RES, bottlenecks, PowerFactory.

1. Yang Wei, Pestana Rui, Esteves Joao, Reis Francisco, Yan Li, Yongning Chi, Xinshou Tang, Haiyan Tang. Analysis and Inspiration of the National Load all Powered by Renewable Energy in Portugal. 2019 *IEEE Innovative Smart Grid Technologies - Asia (ISGT Asia)* 21-24.05.2019. DOI: <https://doi.org/10.1109/ISGT-Asia.2019.8881787>
2. Ruieneanu Liviu. The potential of carbon capture and storage as a tool for the integration of RES. 2014 *International Conference on Applied and Theoretical Electricity (ICATE)*, Craiova, Romania 23-25.10.2014. DOI: <https://doi.org/10.1109/ICATE.2014.6972614>
3. . Migliori M, Lauria S.. Renewable sources integration using HVDC in parallel to AC traditional system: the Adriatic project. 2019 *AEIT HVDC International Conference (AEIT HVDC)*, Italy, 9-10.05.2019. DOI: <https://doi.org/10.1109/AEIT-HVDC.2019.8740556>
4. Yan Li, Yongning Chi, Zhibing Wang, Haiyan Tang, Guanglei Li, Shuming Sun, Yan Cheng. Study on Fault Control Requirement and Strategy of Large Scale Renewable Energy VSC-HVDC Integration. 2019 *IEEE 3rd Conference on Energy Internet and Energy System Integration (EI2)*, China, 8-10.11.2019. DOI: <https://doi.org/10.1109/EI247390.2019.9062065>
5. Installed capacity of the IPS of Ukraine values as of 12/2020. URL: <https://ua.energy/vstanovlena-potuzhnist-energosityemy-ukrayiny/> (accessed: 25.01.2021) (Ukr)
6. List of HVDC projects. URL: https://en.wikipedia.org/wiki/List_of_HVDC_projects (accessed: 09.02.2021)
7. 10-year transmission systems development plan. NPC "Ukrenergo. URL: <https://ua.energy/peredacha-i-dyspetcheryzatsiya/plan-rozvytku-oes-ukrayiny/> (accessed: 17.02.2021) (Ukr)
8. Pavlovskiy V.V., Prykhodko A.V.. High voltage direct current systems. Dynamic model of line commutated converter. *Pratsi Instytutu elektrodynamiky Natsionalnoi Akademii Nauk Ukrainy*. 2020. No 55. Pp. 16–21. (Ukr) DOI: <https://doi.org/10.15407/publishing2020.55.016>
9. Guo-Jie Li, Lie T.T., Yuan-Zhang Sun, Si-Ye Ruan, Ling Peng, Xiong Li. Applications of VSC-Based HVDC in Power System Stability Enhancement. Singapore, 29 Nov.-2 Dec. 2005. DOI: <https://doi.org/10.1109/IPEC.2005.206937>
10. New OHL 750 kV Zaporizhia NPP – Kakhovska. URL: <https://ua.energy/zagalni-novyny/nova-pl-750-kv-zaes-kahovska-dozvolyt-zaporizkij-aes-pratsyuvaty-bez-obmezhennya-vstanovlenoyi-potuzhnosti/> (accessed: 09.02.2021) (Ukr)
11. DIGSILENT PowerFactory 2020. User Manual. URL: <https://www.digsilent.de> (accessed: 17.02.2021)

Надійшла: 17.05.2021

Received: 17.05.2021

УДК 621.311

DOI: <https://doi.org/10.15407/publishing2021.59.043>

ДОСЛІДЖЕННЯ РЕЖИМУ НАПРУГИ В ДАЛЬНІХ ЛІНІЯХ ЕЛЕКТРОПЕРЕДАЧІ ЗМІННОГО СТРУМУ

Т.Л. Кацадзе*, канд. техн. наук, Д.В. Настенко**, О.М. Паненко***, О.М. Янковська****
Національний технічний університет України «Київський політехнічний інститут імені Ігоря Сікорського»,
пр. Перемоги, 37, Київ, 03056, Україна
e-mail: teymuraz@ukr.net

У роботі наведено результати дослідження розподілу напруги вздовж дальньої лінії електропередачі змінного струму. Представлено математичну модель розподілу напруги вздовж фактичної та ідеалізованої лінії. Досліджено залежність похибки моделювання профілю напруги за ідеалізації електропередачі від активного та реактивного навантаження, яке несе лінія. Запропоновано спосіб та математичні моделі визначення координати екстремальної точки за напругою вздовж траси лінії. Досліджено залежність похибки визначення екстремальної за напругою точки від навантаження та довжини електропередачі для ідеалізованої та лінеаризованої моделей, а також моделей другого та третього порядків. Показано можливість застосування запропонованих моделей в завданнях регулювання та налагодження параметрів гнучких ліній електропередач. Бібл. 12, рисунок, табл. 4.

Ключові слова: дальня лінія електропередачі змінного струму, ефект Ферранті, гнучка електропередача, розподіл напруги.

Вступ. Формування сучасної системи передачі та розподілу електричної енергії вимагає застосування новітніх підходів до регулювання режимів електричних систем, зокрема, до створення електричних мереж, які самоорганізуються, змінюючи свої параметри відповідно до поточних умов робочого режиму. Для досягнення цієї мети широкого застосування набувають FACTS-технології, застосування яких забезпечує самоналагодження ліній електропередачі, що забезпечує гнучкість системи передачі електричної енергії, збільшення пропускної здатності магістральної електричної мережі, раціональне регулювання напруги в електричній системі тощо [1]. До FACTS-пристроїв відносять у тому числі керовані шунтувальні реактори (КШР), призначені для компенсації надлишкової зарядної потужності магістральних ліній електропередачі [2].

Формування законів регулювання параметрів КШР вимагає врахування експлуатаційних характеристик робочих режимів магістральних електричних мереж, які визначаються надвеликими зарядними струмами ліній електропередачі надвисокої номінальної напруги. Протікання таких струмів зумовлює виникнення ефекту Ферранті, що проявляється в збільшенні рівня напруги ближче до кінця лінії електропередачі [3, 4], тобто в певних режимах енергія передається від вузла з меншою напругою до вузла з більшою напругою.

Зазначимо особливості виникнення ефекту Ферранті в лініях електропередачі великої довжини, у яких зарядні потужності лінії певним чином розподіляються між вузловими підстанціями на початку та наприкінці лінії і, як наслідок, збільшення напруги спостерігається в проміжних точках лінії електропередачі, тобто спостерігається так званий «горб» профілю напруги вздовж траси лінії [4, 5]. Відомо, що найбільше зростання напруги внаслідок ефекту Ферранті спостерігається в режимах малих навантажень, коли зарядна потужність лінії електропередачі не скомпенсована індуктивними втратами, обумовленими робочим струмом лінії.

Тут треба зважати на жорсткі обмеження щодо допустимих перенапруг у лініях електропередачі надвисокої номінальної напруги. Так, відповідно до [6] ізоляційні підвіси повітряних ліній надвисокої напруги, зовнішня ізоляція електроустаткування та ізолятори розподільчих пристроїв повинні мати 50 %-ві розрядні напруги не нижче 315 кВ для ліній елект-

ропередачі напругою 330 кВ; 460 кВ – для ліній електропередачі напругою 500 кВ; 685 кВ – для ліній електропередачі напругою 750 кВ на відміну від ізоляції ліній напругою до 220 кВ, які повинні мати такий показник на рівні лінійної номінальної напруги. Така ситуація визначає обмеження допустимої перенапруги в нормальних режимах лінії електропередачі надвисокої напруги не більше 10 % у мережах напругою 330 кВ та 5 % у мережах напругою 500 кВ і 750 кВ [7].

Отже, можна визначити постановку завдання визначення найбільшої робочої напруги лінії електропередачі для оптимізації заходів, спрямованих на нормалізацію профілю напруги вздовж траси лінії. Відомі підходи до моделювання розподілу діючих (амплітудних) значень напруги вздовж лінії електропередачі базуються на громіздких міркуваннях [8], ідеалізації лінії електропередачі [9, 10] або дискретизації лінії електропередачі [11], що ускладнює оперативне визначення максимальної напруги вздовж траси лінії, наприклад, під час налагодження параметрів КШР у складі гнучкої лінії електропередачі відповідно до умов поточного режиму лінії електропередачі, та визначає похибку моделювання дальньої лінії електропередачі.

Мета роботи полягає в дослідженні законів розподілу напруги вздовж траси лінії та розробленні методу визначення координати точки з екстремальною напругою.

Математична модель розподілу напруги вздовж лінії електропередачі.

Розподіл векторів напруги вздовж лінії електропередачі визначається відомими виразами за умовами початку або кінця лінії електропередачі відповідно

$$\begin{aligned}\underline{U}(x) &= \underline{U}_1 \cosh(\gamma_0 x) - \underline{I}_1 Z_c \sinh(\gamma_0 x); \\ \underline{U}(x) &= \underline{U}_2 \cosh(\gamma_0 x) + \underline{I}_2 Z_c \sinh(\gamma_0 x),\end{aligned}$$

де $\underline{U}_1, \underline{U}_2, \underline{I}_1, \underline{I}_2$ – вектори напруги та струму на початку і наприкінці лінії електропередачі; Z_c – хвильовий опір лінії електропередачі; γ_0 – коефіцієнт поширення електромагнітної хвилі; x – відстань від базисного кінця лінії електропередачі.

Розглянемо розв'язання задачі оцінювання режиму напруги вздовж ідеалізованої лінії електропередачі (без урахування втрат активної потужності) за умовами початку. У загальному випадку вектор напруги в довільній проміжній точці лінії електропередачі визначають за виразом

$$\underline{U}(x) = U_1 \cos(\beta_0^i x) - j \frac{\underline{S}_1^*}{U_1} Z_c^i \sin(\beta_0^i x), \quad (1)$$

де \underline{S}_1 – потік потужності на початку лінії електропередачі; Z_c^i, β_0^i – хвильовий опір та коефіцієнт фази ідеалізованої лінії електропередачі; x – відстань від початку лінії електропередачі.

Якщо потужність навантаження на початку лінії електропередачі виразити у відносних одиницях щодо натуральної, а напругу – у відносних одиницях щодо номінальної, вираз (1) набуває вигляду

$$\underline{U}(x) = U_{1*} U_n \cos(\beta_0^i x) - j \frac{\underline{S}_{1*}^* P_c}{U_{1*} U_n} Z_c^i \sin(\beta_0^i x),$$

звідки

$$\underline{U}(x) = U_{1*} \left(\left(\cos(\beta_0^i x) - \frac{Q_{1*}}{U_{1*}^2} \sin(\beta_0^i x) \right) - j \frac{P_{1*}}{U_{1*}^2} \sin(\beta_0^i x) \right), \quad (2)$$

де U_n, P_c – номінальна напруга та натуральна потужність лінії електропередачі відповідно; U_{1*} – напруга на початку лінії електропередачі у відносних одиницях; $\underline{S}_{1*}, P_{1*}, Q_{1*}$ – повна, активна та реактивна потужності на початку лінії електропередачі відповідно у відносних одиницях.

Своєю чергою модуль вектора напруги в довільній точці лінії електропередачі становить

$$U(x) = U_1 \sqrt{\left(\cos(\beta_0^i x) - \frac{Q_1^*}{U_1^{*2}} \sin(\beta_0^i x) \right)^2 + \left(\frac{P_1^*}{U_1^{*2}} \sin(\beta_0^i x) \right)^2}. \quad (3)$$

Аналіз виразу (3) свідчить про те, що напруга у довільній точці ідеалізованої лінії електропередачі пропорційна напрузі на початку лінії, коефіцієнт пропорційності визначається електричною довжиною ділянки від початку лінії до поточної точки та навантаженням на початку лінії електропередачі.

Для фактичної лінії електропередачі з урахуванням втрат активної потужності вираз для визначення розподілу діючих значень напруги можна дістати на підставі аналогічних викладок:

$$U(x) = \sqrt{k_{10}^U U_1^2 + k_{1k}^U I_1^2 + k_{1P}^U P_1 + k_{1Q}^U Q_1}, \quad (4)$$

де U_1, I_1 – модулі векторів напруги та струму на початку лінії електропередачі; P_1, Q_1 – активна та реактивна потужності навантаження на початку лінії електропередачі; $k_{10}^U, k_{1k}^U, k_{1P}^U, k_{1Q}^U$ – коефіцієнти розподілу напруги: за неробочого ходу лінії електропередачі, за короткого замикання лінії електропередачі, транзиту активної потужності та транзиту реактивної потужності відповідно.

Коефіцієнти розподілу напруги у виразі (4) визначають у такий спосіб:

$$\begin{aligned} k_{10}^U &= \frac{1}{2} (\cosh(2\alpha_0 x) + \cos(2\beta_0 x)); \\ k_{1k}^U &= \frac{1}{2} Z_c^2 (\cosh(2\alpha_0 x) - \cos(2\beta_0 x)); \\ k_{1P}^U &= -p_c \sinh(2\alpha_0 x) + q_c \sin(2\beta_0 x); \\ k_{1Q}^U &= -p_c \sin(2\beta_0 x) - q_c \sinh(2\alpha_0 x), \end{aligned}$$

де Z_c, p_c, q_c – абсолютне значення, дійсна та уявна складові хвильового опору лінії електропередачі; α_0, β_0 – коефіцієнти послаблення та фази поширення електромагнітної хвилі.

В аналогічний спосіб можна визначити розподіл напруги вздовж лінії електропередачі за умовами кінця.

Для ідеалізованої лінії електропередачі такий розподіл визначається виразом

$$U(x) = U_2 \sqrt{\left(\cos(\beta_0^i x) + \frac{Q_2^*}{U_2^{*2}} \sin(\beta_0^i x) \right)^2 + \left(\frac{P_2^*}{U_2^{*2}} \sin(\beta_0^i x) \right)^2}, \quad (5)$$

де U_2 – напруга наприкінці лінії електропередачі; P_2^*, Q_2^* – активна та реактивна потужності навантаження наприкінці лінії електропередачі у відносних одиницях щодо натуральної потужності лінії відповідно; β_c^i – коефіцієнт фази ідеалізованої лінії електропередачі; x – відстань від кінця лінії електропередачі.

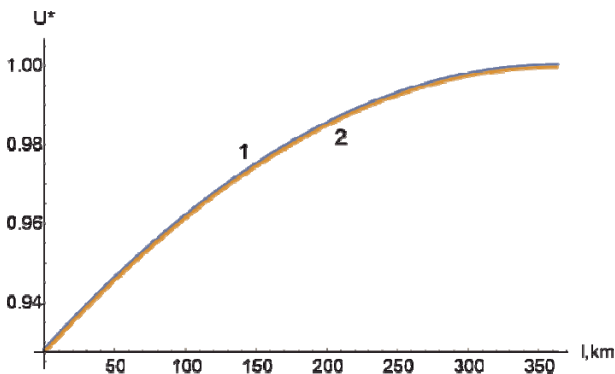
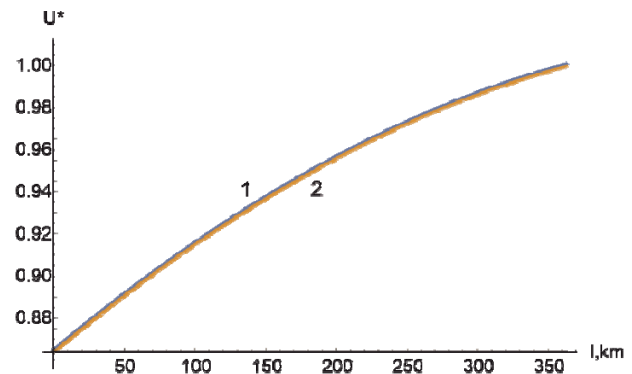
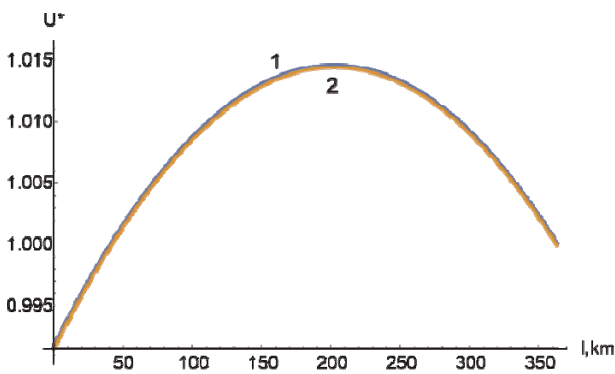
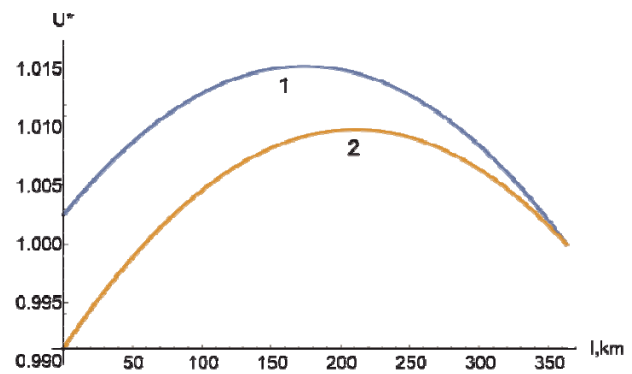
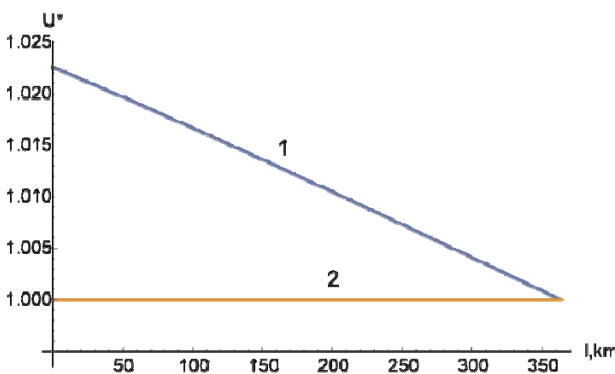
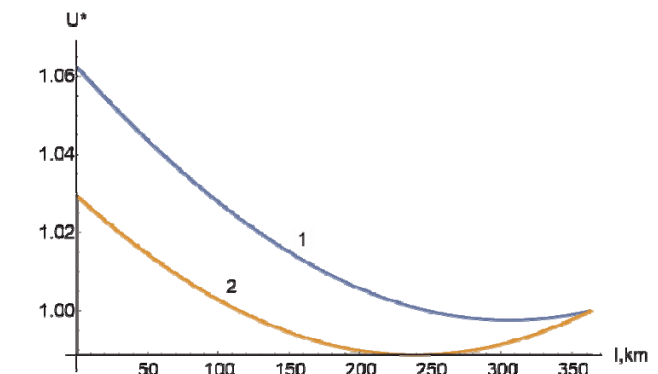
Для фактичної лінії електропередачі з урахуванням втрат активної потужності вираз для розподілу напруги вздовж лінії за умовами кінця має вигляд

$$U(x) = \sqrt{k_{20}^U U_2^2 + k_{2k}^U I_2^2 + k_{2P}^U P_2 + k_{2Q}^U Q_2}, \quad (6)$$

де коефіцієнти розподілу напруги становлять

$$\begin{aligned} k_{20}^U &= k_{10}^U = \frac{1}{2} (\cosh(2\alpha_0 x) + \cos(2\beta_0 x)); \\ k_{2k}^U &= k_{1k}^U = \frac{1}{2} Z_c^2 (\cosh(2\alpha_0 x) - \cos(2\beta_0 x)); \\ k_{2P}^U &= -k_{1P}^U = p_c \sinh(2\alpha_0 x) - q_c \sin(2\beta_0 x); \\ k_{2Q}^U &= -k_{1Q}^U = q_c \sinh(2\alpha_0 x) + p_c \sin(2\beta_0 x). \end{aligned}$$

На рисунку представлено епюри розподілу напруги вздовж типової лінії електропередачі напругою 750 кВ завдовжки 363 км із конструкцією фази 4×АС-400/93 на проміжних опорах ПП 750-1, що відповідає проектній документації лінії «Західноукраїнська–Вінницька». Моделювання виконано в середовищі Wolfram Mathematica для таких режимів лінії електропередачі: за неробочого ходу (рис. *a*); за ємнісного навантаження лінії (рис. *б*); за індуктивного навантаження лінії (рис. *в*); за активно-індуктивного навантаження лінії, меншого за натуральну потужність лінії електропередачі (рис. *г*); за активного навантаження лінії, що дорівнює натуральній потужності лінії електропередачі (рис. *д*); за активно-ємнісного навантаження лінії, що перевищує натуральну потужність лінії електропередачі (рис. *е*). На рисунку криві 1 представляють розподіл напруги фактичної лінії електропередачі, а криві 2 – ідеалізованої.

*a**б**в**г**д**е*

Аналіз інформації, наведеної на рисунку, призводить до таких висновків:

1) за відсутності активного навантаження лінії електропередачі криві розподілу напруги фактичної та ідеалізованої ліній практично збігаються (рис. *a-в*). Зі збільшенням активного навантаження лінії електропередачі зростає розбіг між такими кривими (рис. *г-е*);

2) у режимі неробочого ходу лінії електропередачі максимальна напруга має місце наприкінці лінії, що обумовлено ефектом Ферранті за протікання ємнісних зарядних струмів лінією (рис. а). Схожа ситуація має місце за суто ємнісного навантаження лінії електропередачі, коли потоки реактивної потужності направлені в бік енергосистеми на початку лінії електропередачі (рис. б);

3) за суто індуктивного навантаження наприкінці лінії електропередачі (у приймальну енергосистему надходить частина надлишкової зарядної потужності лінії) спостерігається «горб» профілю напруги через розподіл ємнісних зарядних струмів між поєднаними енергосистемами (рис. в). Аналогічна, але менш виражена ситуація має місце в разі активно-індуктивного навантаження, меншого за натуральну потужність лінії електропередачі (рис. г);

4) у разі навантаження лінії натуральною потужністю спостерігається майже лінійний спад напруги вздовж лінії електропередачі (лінія 1 на рис. д), а для ідеалізованої лінії електропередачі профіль напруги залишається незмінним вздовж всієї лінії (лінія 2 на рис. д);

5) за навантаження лінії, що перевищує натуральну потужність лінії електропередачі, спостерігається «провал» профілю напруги, обумовлений потоками реактивної потужності в лінію із суміжних енергосистем у режимах, коли індуктивні втрати реактивної потужності перевищують ємнісну зарядну потужність лінії (рис. е).

Аналіз розподілу напруги вздовж дальньої лінії електропередачі зазвичай має на меті дослідження допустимості перенапруги, яка виникає в режимах малих навантажень за умовами обмежень лінійної ізоляції. Вище було зазначено, що за умовами роботи лінійної ізоляції тривале перевищення фактичної робочої напруги понад номінальне значення жорстко обмежено. У жодній з вузлових і проміжних точок лінії в будь-якому її режимі не може бути порушена умова

$$U \leq k_{\max} U_n,$$

де U – фактична робоча напруга у вузлових і проміжних точках лінії електропередачі; k_{\max} – коефіцієнт допустимої перенапруги, значення якого дорівнює 1,1 для ліній номінальної напруги 330 кВ і 1,05 для ліній номінальної напруги 500 кВ і вище [7].

Із аналізу даних, наведених на рисунку, видно, що в режимах малих навантажень напруга досягає свого найбільшого значення здебільшого в проміжних точках ділянок лінії. Тому одним із практичних завдань дослідження режимів дальньої лінії електропередачі є визначення координати точки на ділянці лінії, у якій спостерігається найбільша напруга, і оцінювання цієї величини.

Таке завдання можна розглядати як екстремальну задачу пошуку точки, у якій похідна $\partial U(x)/\partial x$ змінює свій знак із додатного на від'ємний під час пересування від початку ділянки лінії. В оцінкових розрахунках доцільно визначати координату точки з максимальною напругою для ідеалізованої лінії електропередачі. У цьому разі треба прирівняти до нуля похідну від виразу (3):

$$\frac{\partial U(x)}{\partial x} = \frac{U_1 \beta_0' (-2Q_{1*} U_{1*}^2 \cos(2\beta_0^i x) - (U_{1*}^4 - P_{1*}^2 - Q_{1*}^2) \sin(2\beta_0^i x))}{2U_{1*}^4 \sqrt{\left(\cos(\beta_0^i x) - \frac{Q_{1*}}{U_{1*}^2} \sin(\beta_0^i x)\right)^2 + \left(\frac{P_{1*}}{U_{1*}^2} \sin(\beta_0^i x)\right)^2}} = 0$$

або

$$-2Q_{1*} U_{1*}^2 \cos(2\beta_0^i x) = (U_{1*}^4 - P_{1*}^2 - Q_{1*}^2) \sin(2\beta_0^i x), \quad (7)$$

звідки

$$x_e = \frac{1}{2\beta_0^i} \arctan\left(\frac{-2Q_{1*} U_{1*}^2}{U_{1*}^4 - P_{1*}^2 - Q_{1*}^2}\right), \quad (8)$$

де P_{1*} , Q_{1*} – активна та реактивна потужності на початку лінії електропередачі у відносних одиницях щодо натуральної потужності лінії.

В аналогічний спосіб можна розв'язати задачу пошуку координати точки з найбільшою напругою за умовами кінця лінії електропередачі. Зокрема, для ідеалізованої лінії електропередачі треба прирівняти до нуля похідну від виразу (5):

$$x_e = \frac{1}{2\beta_0^i} \arctan \left(\frac{2Q_{2*}U_{2*}^2}{U_{2*}^2 - P_{2*}^2 - Q_{2*}^2} \right). \quad (9)$$

Визначену за (9) відстань треба відраховувати від кінця лінії електропередачі.

Можливий випадок, що розрахунки за виразами (8) або (9) дадуть від'ємне значення координати шуканої точки, або величину, більшу за довжину лінії. Це означає, що точка з найбільшою робочою напругою розташовується на початку або наприкінці лінії електропередачі відповідно до порушеної межі.

Треба зауважити, що розрахунки за виразами (8) та (9) дають наближене значення координати шуканої точки, що обумовлено ідеалізацією дальньої лінії електропередачі. Фактична координата буде віддалена від отриманого результату тим більше, чим більше буде активне навантаження лінії електропередачі. Така ситуація проілюстрована, наприклад, на рис. 2.

Якщо розглядати задачу з визначення розподілу напруги вздовж траси лінії за умовами кінця (6), то для точного знаходження координати точки з найбільшою робочою напругою треба розв'язати рівняння

$$\frac{\partial U(x)}{\partial x} = \frac{dk_{20}^U U_2^2 + dk_{2k}^U I_2^2 + dk_{2P}^U P_2 + dk_{2Q}^U Q_2}{2\sqrt{k_{20}^U U_2^2 + k_{2k}^U I_2^2 + k_{2P}^U P_2 + k_{2Q}^U Q_2}} = 0$$

або

$$dk_{20}^U U_2^2 + dk_{2k}^U I_2^2 + dk_{2P}^U P_2 + dk_{2Q}^U Q_2 = 0, \quad (10)$$

де

$$\begin{aligned} dk_{20}^U &= \frac{\partial k_{20}^U}{\partial x} = \alpha_0 \sinh(2\alpha_0 x) - \beta_0 \sin(2\beta_0 x); \\ dk_{2k}^U &= \frac{\partial k_{2k}^U}{\partial x} = Z_c^2 (\alpha_0 \sinh(2\alpha_0 x) + \beta_0 \sin(2\beta_0 x)); \\ dk_{2P}^U &= \frac{\partial k_{2P}^U}{\partial x} = 2(p_c \alpha_0 \cosh(2\alpha_0 x) - q_c \beta_0 \cos(2\beta_0 x)); \\ dk_{2Q}^U &= \frac{\partial k_{2Q}^U}{\partial x} = 2(p_c \beta_0 \cos(2\beta_0 x) + q_c \alpha_0 \cosh(2\alpha_0 x)). \end{aligned}$$

У результаті нескладних перетворень рівняння (10) набуває такого вигляду:

$$\begin{aligned} &2(P_2 p_c + Q_2 q_c) \alpha_0 \cosh(2\alpha_0 x) + (U_2^2 + I_2^2 Z_c^2) \alpha_0 \sinh(2\alpha_0 x) = \\ &= 2(P_2 q_c - Q_2 p_c) \beta_0 \cos(2\beta_0 x) + (U_2^2 - I_2^2 Z_c^2) \beta_0 \sin(2\beta_0 x). \end{aligned} \quad (11)$$

Треба зазначити, що аналітичного розв'язку рівняння (11) немає. Отже, для визначення координати точки з найбільшою напругою треба скористатися числовими методами розв'язання нелінійних алгебраїчних рівнянь. Проте найсуттєвіше збільшення напруги в проміжних точках лінії електропередачі спостерігається в режимах малих навантажень лінії електропередачі, коли лінією протікають істотні, не скомпенсовані індуктивними втратами зарядні струми. Для таких режимів епюри розподілу напруги вздовж траси лінії фактичної та ідеалізованої лінії електропередачі практично збігаються (наприклад, рис. в), і координату точки з найбільшою напругою можна визначати за виразом (9). Своєю чергою, найбільшу напругу в лінії електропередачі визначає вираз (5).

Водночас у разі потреби більш точного визначення координати точки вздовж траси лінії електропередачі з найвищою напругою можна скористатися лінеаризацією задачі, яка базується на розкладанні в обмежений ступеневий ряд тригонометричних та гіперболічних

функцій рівняння (11):

$$\begin{aligned}\cosh(\alpha_0 \lambda) &\approx 1; & \cos(\beta_0 \lambda) &\approx 1; \\ \sinh(\alpha_0 \lambda) &\approx \alpha_0 \lambda; & \sin(\beta_0 \lambda) &\approx \beta_0 \lambda.\end{aligned}$$

У результаті рівняння (11) набуває вигляду

$$2(P_2 p_c + Q_2 q_c) \alpha_0 + (U_2^2 + I_2^2 Z_c^2) 2\alpha_0^2 x = 2(P_2 q_c - Q_2 p_c) \beta_0 + (U_2^2 - I_2^2 Z_c^2) 2\beta_0^2 x.$$

Звідки

$$x_e = \frac{-P_2(p_c \alpha_0 - q_c \beta_0) - Q_2(p_c \beta_0 + q_c \alpha_0)}{U_2^2(\alpha_0^2 - \beta_0^2) + I_2^2 Z_c^2(\alpha_0^2 + \beta_0^2)}. \quad (12)$$

Очевидно, що застосування виразу (12) для визначення координати екстремальної точки вздовж траси лінії пов'язано із похибкою, обумовленою обмеженням розкладання в ряд Тейлора гіперболічних та тригонометричних функцій рівняння (11). Точність розрахунків координати екстремальної точки можна підвищити, якщо розкладання тригонометричних та гіперболічних функцій обмежити вищими ступенями. Так, розрахункова модель другого порядку потребує розв'язання квадратного рівняння

$$a_{(2)} x_e^2 + b_{(2)} x_e + c_{(2)} = 0, \quad (13)$$

де коефіцієнти поліному становлять

$$\begin{aligned}a_{(2)} &= 4(P_2 p_c + Q_2 q_c) \alpha_0^3 + 4(P_2 q_c - Q_2 p_c) \beta_0^3; \\ b_{(2)} &= 2\alpha_0^2 (U_2^2 + Z_c^2 I_2^2) - 2\beta_0^2 (U_2^2 - Z_c^2 I_2^2); \\ c_{(2)} &= 2(P_2(p_c \alpha_0 - q_c \beta_0) + Q_2(p_c \beta_0 + q_c \alpha_0)).\end{aligned}$$

Зазначимо, що серед двох можливих коренів рівняння (13) практичний зміст несе менший за модулем, який визначають за виразом

$$x_e = \frac{-b_{(2)} - \sqrt{b_{(2)}^2 - 4a_{(2)}c_{(2)}}}{2a_{(2)}}. \quad (14)$$

Свою чергою розрахункова модель третього порядку визначається кубічним рівнянням

$$a_{(3)} x_e^3 + b_{(3)} x_e^2 + c_{(3)} x_e + d_{(3)} = 0, \quad (15)$$

де

$$\begin{aligned}a_{(3)} &= \frac{4}{3} \alpha_0^4 (U_2^2 + Z_c^2 I_2^2) + \frac{4}{3} \beta_0^4 (U_2^2 - Z_c^2 I_2^2); \\ b_{(3)} &= 4(P_2 p_c + Q_2 q_c) \alpha_0^3 + 4(P_2 q_c - Q_2 p_c) \beta_0^3; \\ c_{(3)} &= 2\alpha_0^2 (U_2^2 + Z_c^2 I_2^2) - 2\beta_0^2 (U_2^2 - Z_c^2 I_2^2); \\ d_{(3)} &= 2(P_2(p_c \alpha_0 - q_c \beta_0) + Q_2(p_c \beta_0 + q_c \alpha_0)).\end{aligned}$$

Практичний зміст тут також несе менший за модулем дійсний корінь рівняння (15), який визначають за виразом

$$x_e = -\frac{b_{(3)}}{3a_{(3)}} + \frac{(1 - j\sqrt{3})(-b_{(3)}^2 + 3a_{(3)}c_{(3)})}{3\sqrt[3]{4a_{(3)}e_{(3)}}} - \frac{(1 + j\sqrt{3})e_{(3)}}{6\sqrt[3]{2a_{(3)}}}, \quad (16)$$

де

$$e_{(3)} = \sqrt[3]{-2b_{(3)}^3 + 9a_{(3)}b_{(3)}c_{(3)} - 27a_{(3)}^2d_{(3)}} + \sqrt{4(-b_{(3)}^2 + 3a_{(3)}c_{(3)})^3 + (-2b_{(3)}^3 + 9a_{(3)}b_{(3)}c_{(3)} - 27a_{(3)}^2d_{(3)})^2}.$$

Дослідження розрахункових моделей визначення координати екстремальної за напругою точки. У роботі досліджено точність представлених моделей визначення координати екстремальної точки за напругою для типової конструкції лінії електропередачі напругою 750 кВ щодо активного та реактивного навантаження лінії електропередачі та її довжини.

Табл. 11 містить інформацію про похибку визначення координати екстремальної точки за напругою лінії електропередачі напругою 750 км завдовжки 363 км у діапазоні навантажень 0...0,9 натуральної потужності за фіксації напруги наприкінці лінії електропередачі на рівні номінальної. Реактивна потужність наприкінці лінії дорівнює половині оцінного значення «надлишкової» зарядної потужності лінії електропередачі. Наведено інформацію про похибку моделювання за ідеалізації лінії електропередачі за виразом (9), для лінеаризованої моделі – за виразом (12) та для моделей другого та третього порядку – за виразами (14) та (1616)(16) відповідно. Фактичне значення координати екстремальної точки визначено за допомогою числового розв'язання рівняння (11) у середовищі Wolfram Mathematica. Зазначимо, що від'ємне значення фактичної координати екстремальної точки за навантаження, що становить 0,9 натуральної потужності лінії, свідчить про розташування екстремальної точки поза межами ділянки. У такому режимі найбільша напруга спостерігається на початку лінії.

Таблиця 1

| P_{2*} | Фактичне x_e , km | За моделлю ідеалізованої лінії | | За лінеаризованою моделлю | | За моделлю другого ступеня | | За моделлю третього ступеня | |
|----------|---------------------|--------------------------------|----------------|---------------------------|----------------|----------------------------|----------------|-----------------------------|----------------|
| | | x_e , km | Δ_x , % | x_e , km | Δ_x , % | x_e , km | Δ_x , % | x_e , km | Δ_x , % |
| 0,0 | 183,56 | 183,66 | 0,03 | 174,50 | 2,49 | 187,39 | 1,06 | 183,68 | 0,03 |
| 0,1 | 178,10 | 183,72 | 1,55 | 168,44 | 2,66 | 182,28 | 1,15 | 178,24 | 0,04 |
| 0,2 | 172,44 | 183,91 | 3,16 | 162,14 | 2,84 | 176,99 | 1,25 | 172,60 | 0,04 |
| 0,3 | 166,18 | 184,21 | 4,97 | 155,13 | 3,04 | 171,16 | 1,37 | 166,35 | 0,05 |
| 0,4 | 158,71 | 184,64 | 7,14 | 146,75 | 3,30 | 164,26 | 1,53 | 158,92 | 0,06 |
| 0,5 | 149,09 | 185,19 | 9,94 | 135,89 | 3,64 | 155,40 | 1,74 | 149,34 | 0,07 |
| 0,6 | 135,45 | 185,85 | 13,89 | 120,35 | 4,16 | 142,95 | 2,07 | 135,77 | 0,09 |
| 0,7 | 113,56 | 186,63 | 20,13 | 95,10 | 5,09 | 123,27 | 2,68 | 114,04 | 0,13 |
| 0,8 | 71,18 | 187,52 | 32,05 | 44,93 | 7,23 | 86,14 | 4,12 | 72,14 | 0,26 |
| 0,9 | -48,69 | 188,52 | 65,34 | -107,3 | 16,14 | -11,42 | 10,27 | -44,33 | 1,20 |

Аналіз інформації, наведеної в табл. 11, свідчить про те, що в діапазоні малих навантажень меншу похибку дає модель ідеалізованої лінії електропередачі, а в діапазоні середніх та великих навантажень – лінеаризована модель. Похибка визначення екстремальної точки за напругою істотно збільшується за великих навантажень лінії електропередачі, коли екстремальна точка є поза межами ділянки лінії електропередачі. Для таких режимів найбільша напруга спостерігається на початку або наприкінці лінії електропередачі відповідно до порушеної межі. Збільшення деталізації в разі використання розрахункової моделі другого та третього порядку обумовлює підвищення точності розрахунку. Водночас застосування найбільш точної моделі третього ступеня вимагає залучення апарату комплексних чисел, що ускладнює її використання в режимі реального часу, наприклад, у разі визначення закону регулювання індуктивності КШР.

Табл. 22 містить інформацію про похибку визначення координати екстремальної точки за напругою вздовж траси лінії електропередачі напругою 750 км завдовжки 363 км у діапазоні реактивних навантажень від 0,5 (ємн) до 1,0 (інд) зарядної потужності лінії електропередачі за фіксації напруги наприкінці лінії електропередачі на рівні номінальної та активного навантаження наприкінці лінії, що становить 0,25 натуральної потужності лінії. Ємніс-

ному навантаженню відповідають від'ємні значення реактивної потужності в першому стовпці табл. 2, а індуктивному – додатні.

Зазначимо, що в діапазоні ємнісного навантаження лінії електропередачі екстремальна точка за напругою міститься поза межами ділянки, про що свідчать значення координати екстремальної точки, більші за довжину ділянки. У таких режимах найбільша напруга спостерігається наприкінці лінії. Так само за великих індуктивних навантажень від'ємні значення координати екстремальної точки свідчать про її положення поза межами ділянки. Найбільша напруга тут спостерігається на початку лінії.

Таблиця 2

| Q_{2*} | Фактичне x_e , km | За моделлю ідеалізованої лінії | | За лінеаризованою моделлю | | За моделлю другого ступеня | | За моделлю третього ступеня | |
|----------|---------------------|--------------------------------|----------------|---------------------------|----------------|----------------------------|----------------|-----------------------------|----------------|
| | | x_e , km | Δx , % | x_e , km | Δx , % | x_e , km | Δx , % | x_e , km | Δx , % |
| -0,5 | 562,15 | 596,55 | 9,48 | 576,92 | 4,07 | 557,10 | 1,39 | 561,93 | 0,06 |
| -0,25 | 445,07 | 482,88 | 10,41 | 446,24 | 0,32 | 444,68 | 0,11 | 445,07 | 0,00 |
| 0,0 | 324,00 | 363,00 | 10,74 | 323,99 | 0,01 | 324,05 | 0,01 | 324,00 | 0,00 |
| 0,25 | 205,51 | 243,12 | 10,36 | 200,77 | 1,31 | 208,19 | 0,74 | 205,56 | 0,01 |
| 0,5 | 95,25 | 129,45 | 9,42 | 67,05 | 7,77 | 106,73 | 3,16 | 96,04 | 0,22 |
| 0,75 | -3,68 | 26,09 | 8,20 | -89,50 | 23,64 | 21,22 | 6,86 | -0,01 | 1,01 |
| 1,0 | -90,73 | -65,48 | 6,96 | -288,3 | 54,44 | -51,15 | 10,90 | -80,75 | 2,75 |

Аналіз інформації, наведеної в табл. 22, свідчить про те, що точність лінеаризованої моделі визначається переважно активним навантаженням, яке несе лінія, водночас збільшення реактивного навантаження як у бік ємнісного, так й у бік індуктивного навантаження зумовлює невелике зменшення похибки моделювання. Лінеаризована розрахункова модель характеризується високою точністю в діапазоні малих навантажень реактивною потужністю. Похибка визначення екстремальної точки за напругою істотно збільшується за великих індуктивних навантажень лінії електропередачі, більших за 60...65 % зарядної потужності лінії. Використання моделей вищих ступенів імовірно обумовлює підвищення точності розрахунків за варіювання реактивного навантаження, яке несе лінія електропередачі.

У роботі проведено також дослідження точності застосування розрахункових моделей визначення координати екстремальної точки за напругою від довжини лінії електропередачі в діапазоні від 100 до 600 км. Нижня межа діапазону обумовлена необхідністю врахування розподілу параметрів вздовж ліній електропередачі середньої довжини, а верхня межа визначається економічно обґрунтованою межею, вище якої доцільно застосовувати технології постійного струму для передавання електричної енергії на наддалекі відстані. Табл. 33 містить інформацію про похибку визначення координати екстремальної точки за напругою вздовж траси лінії електропередачі напругою 750 кВ за фіксації напруги наприкінці лінії електропередачі на рівні номінальної та активного навантаження наприкінці лінії, що становить 0,25 натуральної потужності лінії, та реактивного навантаження, яке дорівнює половині оцінного значення «надлишкової» зарядної потужності лінії електропередачі.

Аналіз інформації, наведеної в табл. 33, свідчить про те, що в разі застосування розрахункової моделі ідеалізованої лінії абсолютна похибка визначення координати екстремальної точки є практично сталою величиною та неістотно зменшується зі збільшенням довжини лінії електропередачі. Лінеаризована розрахункова модель характеризується похибкою, якою можна знехтувати для ліній середньої довжини, що зростає зі збільшенням довжини лінії електропередачі. Точність розрахунків істотно збільшується в разі застосування розрахункової моделі другого та третього ступенів.

Таблиця 3

| $l, \text{ km}$ | Фактичне $x_e, \text{ km}$ | За моделлю ідеалізованої лінії | | За лінеаризо- ваною модел- лю | | За моделлю другого ступеня | | За моделлю третього ступеня | |
|-----------------|-------------------------------|--------------------------------------|------------------------|-------------------------------------|------------------------|----------------------------------|------------------------|-----------------------------------|------------------------|
| | | $x_e, \text{ km}$ | $\Delta_x, \text{ km}$ | $x_e, \text{ km}$ | $\Delta_x, \text{ km}$ | $x_e, \text{ km}$ | $\Delta_x, \text{ km}$ | $x_e, \text{ km}$ | $\Delta_x, \text{ km}$ |
| 100 | 34,53 | 50,05 | 15,52 | 34,20 | 0,33 | 34,74 | 0,20 | 34,54 | 0,00 |
| 200 | 85,14 | 100,43 | 15,30 | 83,11 | 2,02 | 86,21 | 1,07 | 85,15 | 0,01 |
| 300 | 136,52 | 151,45 | 14,93 | 130,31 | 6,21 | 139,49 | 2,96 | 136,59 | 0,07 |
| 400 | 188,95 | 203,38 | 14,43 | 174,87 | 14,09 | 194,98 | 6,03 | 189,21 | 0,25 |
| 500 | 242,65 | 256,48 | 13,83 | 215,69 | 26,96 | 252,89 | 10,25 | 243,33 | 0,68 |
| 600 | 297,78 | 310,94 | 13,16 | 251,47 | 46,31 | 313,23 | 15,45 | 299,28 | 1,50 |

Порівняльний аналіз розрахункових моделей визначення координати екстремальної точки вздовж траси повітряної лінії свідчить про високу точність моделі ідеалізованої лінії електропередачі виключно в діапазоні малих навантажень активною потужністю. Причому висока точність моделювання практично не залежить від реактивного навантаження, яке несе лінія.

У діапазоні середніх та великих навантажень меншу похибку моделювання забезпечують лінеаризована модель лінії електропередачі та моделі другого і третього порядку, причому збільшення деталізації моделі безперечно обумовлює підвищення її точності. Водночас моделі вищих порядків характеризуються більшою громіздкістю, до того ж модель третього порядку вимагає залучення апарату комплексних чисел, що ускладнює її застосування. Ба більше висока точність моделі третього порядку в діапазоні великих навантажень може виявитися невиправданою, адже в таких режимах екстремальна точка за напругою є поза межами ділянки лінії електропередачі, і найбільша напруга спостерігається на початку або наприкінці лінії відповідно до порушеної межі.

Відомо, що хвильові параметри повітряних ліній електропередачі визначаються, зокрема, втратами енергії під час коронного розряду, які носять кліматичний характер. Відповідно до [12] втрати активної потужності на корону для типової конструкції повітряної лінії напругою 750 кВ становлять: за ясної погоди – 4,6 кВт/км, під час снігу – 17,5 кВт/км, за дощової погоди – 65,0 кВт/км, у разі паморозі – 130 кВт/км. Це обумовлює їхню зміну протягом експлуатації лінії електропередачі відповідно до поточних погодних умов у районі траси лінії. Водночас змінюється і координата екстремальної точки з найбільшою робочою напругою.

У табл. 44 наведені інформація про визначення екстремальної точки з максимальною напругою вздовж траси лінії за типових груп погоди за навантаження, що становить 0, 25, 50 і 75 % натуральної потужності лінії електропередачі, та похибка визначення екстремальної точки за нехтування втратами на корону.

Таблиця 4

| P_{2*} | – $x_e, \text{ km}$ | Ясно | | Сніг | | Дощ | | Паморозь | |
|----------|------------------------|-------------------|----------------|-------------------|----------------|-------------------|----------------|-------------------|----------------|
| | | $x_e, \text{ km}$ | $\Delta_x, \%$ | $x_e, \text{ km}$ | $\Delta_x, \%$ | $x_e, \text{ km}$ | $\Delta_x, \%$ | $x_e, \text{ km}$ | $\Delta_x, \%$ |
| 0,00 | 183,65 | 183,63 | 0,01 | 183,56 | 0,02 | 183,32 | 0,09 | 182,99 | 0,18 |
| 0,25 | 169,61 | 169,56 | 0,01 | 169,43 | 0,05 | 168,92 | 0,19 | 168,24 | 0,38 |
| 0,50 | 149,49 | 149,39 | 0,03 | 149,11 | 0,10 | 148,07 | 0,39 | 146,60 | 0,80 |
| 0,75 | 97,71 | 97,39 | 0,09 | 96,49 | 0,34 | 93,07 | 1,28 | 88,09 | 2,65 |

Аналіз інформації, наведеної в табл. 44, свідчить про допустимість нехтування втратами на корону під час визначення координати екстремальної точки з максимальною напругою вздовж траси досліджуваної лінії. Це дає змогу спростити формулу (12) лінеаризованої моделі та визначити координату екстремальної точки за виразом

$$x_e = \frac{P_2 r_0 + Q_2 x_0}{U_2^2 \beta_0^2 - I_2^2 (r_0^2 + x_0^2)}.$$

Так само спрощуються розрахункові моделі вищих порядків. Формально вигляд таких моделей залишається таким самим, як представлено у виразах (1414) та (1616), але на етапі визначення коефіцієнтів відповідних поліномів необхідно враховувати нульові значення погонних кондуктансів ліній електропередачі, що спрощує відповідні розрахункові моделі.

Висновки.

1. Надвелика зарядна потужність магістральних ліній електропередачі надвисокої номінальної напруги обумовлює виникнення ефекту Ферранті в режимах неробочого ходу за малих навантажень лінії електропередачі. Особливість ефекту Ферранті в дальніх електропередачах полягає в тому, що зазвичай зарядна потужність лінії розподіляється певним чином між підстанціями на початку та наприкінці лінії електропередачі, зумовлюючи найбільшу напругу в проміжних точках лінії.

2. Розподіл напруги вздовж траси лінії визначається складною нелінійною функцією, яка містить компоненти неробочого ходу, короткого замикання, транзиту активної та реактивної потужностей. Показано, що характер розподілу напруги вздовж траси лінії визначається активним та реактивним навантаженнями, які несе електропередача.

3. Визначення координати екстремальної точки за напругою вздовж траси лінії потребує розв'язання складного нелінійного рівняння, яке не має аналітичного розв'язку, що ускладнює розв'язання задачі налаштування пристроїв налагодження та компенсації параметрів лінії електропередачі відповідно до поточного режиму лінії. Показано, що застосування моделі ідеалізованої лінії електропередачі для визначення координати екстремальної точки забезпечує високу точність моделювання тільки в режимах малих навантажень лінії електропередачі. Висока точність у такому разі не залежить від реактивного навантаження, яке несе лінія, та від довжини лінії електропередачі.

4. Запропоновано застосовувати математичні моделі лінеаризованої лінії електропередачі, а також більш детальні моделі другого та третього порядку для визначення координати екстремальної точки за напругою вздовж лінії електропередачі.

Показано, що застосування лінеаризованої моделі лінії електропередачі забезпечує прийнятну похибку моделювання в широкому діапазоні навантажень лінії електропередачі, за виключенням режимів великих навантажень, коли екстремальна точка за напругою є поза межами ділянки, і найбільша напруга спостерігається на початку або наприкінці лінії. Водночас лінеаризована модель виявилася чутливою до реактивного навантаження, яке несе лінія, зі збільшенням якого в індуктивному або в ємнісному напрямі похибка моделювання істотно зростає. Також лінеаризована модель виявилася чутливою до довжини лінії: зі збільшенням довжини лінії понад 300...400 км вона дає неприпустимо велику похибку.

Показано, що збільшення точності розрахунків можна досягти в разі застосування математичних моделей другого та третього порядку. Очевидно, що підвищення деталізації моделювання обумовлює збільшення точності моделі, але спричинює збільшення громіздкості математичної моделі, а застосування моделі третього порядку взагалі вимагає залучення апарату комплексних чисел для реалізації відповідних розрахунків.

Показано, що для типових конструкцій магістральних електропередач ОЕС України достатню точність розрахунків забезпечують моделі першого та другого порядку, і тільки для електропередач надвеликої довжини (до 600 км) доцільно використовувати математичну модель третього порядку.

5. Показано, що нехтування втратами активної потужності на корону практично не впливає на точність розрахунку координати екстремальної точки за напругою, що дає змогу спростити лінійну розрахункову модель та моделі другого та третього порядку.

1. Zhang X., Rehtanz C., Pal B. Flexible AC Transmission Systems: Modelling and Control. Springer, 2012. 546 p. DOI: <https://doi.org/10.1007/978-3-642-28241-6>
2. Тугай Ю.І., Кучанський В.В., Тугай І.Ю. Застосування керованих пристроїв компенсації зарядної потужності ЛЕП НВН в електричних мережах. *Технічна електродинаміка*. 2021. № 1. С. 53–56. DOI: <https://doi.org/10.15407/techned2021.01.053>
3. Hase Y. Handbook of Power Systems Engineering with Power Electronics Applications, 2nd Edition. John Wiley & Sons, Ltd, 2013. XXVIII, 768 p. DOI: <https://doi.org/10.1002/9781118443156>
4. Petcharaks N., Cunyi Yu, Panprommin C. A study of Ferranti and energization overvoltages case of 500 kV line in Thailand. *Eleventh International Symposium on High Voltage Engineering*, London, UK, 1999. DOI: <https://doi.org/10.1049/cp:19990564>
5. Сулейманов В.М., Кацадзе Т.Л. Електричні мережі та системи, Київ: НТУУ "КПІ", 2008, 456 с.
6. Міненерговугілля України. Правила улаштування електроустановок, Харків: Видавництво "Форт", 2017.
7. ГКД 34.20.507-2003 Технічна експлуатація електричних станцій і мереж. Правила.
8. Веніков В.А., Рыжов Ю.П. Дальние электропередачи переменного и постоянного тока. Москва: Энергоатомиздат, 1985, 272 с.
9. Рыжов Ю.П. Дальние электропередачи сверхвысокого напряжения. Москва: Издательский дом МЭИ, 2007. 478 с.
10. Александров Г.Н. Передача электрической энергии. Санкт-Петербург: Издательство Политехнического Университета, 2009. 412 с.
11. Qin X., Shen H., Zhou Q., Guo Q., Zheng B., Xiang Z., Ban L. Transmission-line theory based study on voltage distribution along the line and the disposition scheme of series capacitors of UHV transmission lines with series capacitors. 2010 *International Conference on Power System Technology*, Zhejiang, China, 2010. DOI: <https://doi.org/10.1109/POWERCON.2010.5666658>
12. СОУ-Н ЕЕ 40.1-37471933-82:2013 Методичні рекомендації визначення технологічних витрат електричної енергії в трансформаторах і лініях електропередавання, 2013.

STUDY OF VOLTAGE MODE IN THE LONG-DISTANCE AC TRANSMISSION LINE

T.L. Katsadze, D.V. Nastenko, O.M. Panienko, O.M. Iankovska

National Technical University of Ukraine «Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute»,

pr. Peremohy, 37, Kyiv, 03056, Ukraine

e-mail: teymuraz@ukr.net

The charging currents of EHV transmission lines cause the Ferranti effect, which causes an increase in voltage at intermediate points transmission line. The work aims to study the laws of the voltage distribution along the line route and to develop a method for determining the coordinates of a point with extreme voltage. Methodology. Mathematical modeling of long-distance transmission lines in Wolfram Mathematica allowed to form the laws of the voltage distribution along the line and determine the coordinate of the extreme point on the voltage. Results. It is shown that the application of the traditional model of idealized power transmission causes high modeling accuracy only in the modes of unloaded line and low loads. In the range of medium and high loads, the simulation error reaches unacceptably large values. The paper proposes more accurate models for determining the coordinate of an extreme voltage point: linearized and second- and third-order models. It is shown that the proposed models are characterized by higher accuracy in a wide range of loads. Increasing the degree of the model results in higher accuracy, but is associated with an increase in the cumbersomeness of the mathematical model. It is shown that first and second-order models provide sufficient accuracy for typical designs of 750 kV power transmission lines. It is shown that neglecting the losses on the corona has almost no effect on the accuracy of calculating the coordinates of the extreme point on the voltage, which simplifies the linear calculation model and models of the second and third-order. Originality. Mathematical models of the first, second and third orders have been developed for high-precision determination of the coordinate of a voltage-extreme point along a long-distance transmission line. Practical significance. The offered mathematical models are intended for application in problems of regulation and adjustment of parameters of flexible power transmissions. Ref. 12, figure, tables 4.

Keywords: long-distance AC power transmission, Ferranti effect, flexible power transmission, voltage distribution.

1. Zhang X., Rehtanz C., Pal B. Flexible AC Transmission Systems: Modelling and Control. Springer, 2012. 546 p. DOI: <https://doi.org/10.1007/978-3-642-28241-6>
2. Tuhay Yu.I., Kuchansky V.V., Tuhay I.Yu. The Using Of Controlled Devices For The Compensation Of Charging Power On EHV Power Lines In Electric Networks. *Tekhnichna Elektrodynamika*. 2021. No 1. Pp. 53–56. (Ukr) DOI: <https://doi.org/10.15407/techned2021.01.053>
3. Hase Y. Handbook of Power Systems Engineering with Power Electronics Applications, 2nd Edition. John Wiley & Sons, Ltd, 2013. XXVIII, 768 p. DOI: <https://doi.org/10.1002/9781118443156>
4. Petcharaks N., Cunyi Yu, Panprommin C. A study of Ferranti and energization overvoltages case of 500 kV line in Thailand. *Eleventh International Symposium on High Voltage Engineering*, London, UK, 1999.

DOI: <https://doi.org/10.1049/cp:19990564>

5. Suleymanov V.M., Katsadze T.L. Electrical Networks and Systems, Kyiv, NTUU KPI, 2008, 456 p. (Ukr)
6. Minenergovugillia Ukrainy. Rules of arrangement of electrical installations, Kharkiv: Vidavnitctvo "Fort", 2017. (Ukr)
7. GKD 34.20.507-2003 Technical operation of power plants and networks. Rules. (Ukr)
8. Venikov V.A., Ryzhov Iu.P. Long-distance AC and DC power transmission, Moskva: Energoatomizdat, 1985, 272 p. (Rus)
9. Ryzhov Iu.P. EHV Long-Distance Power Transmission, Moskva: Izdatelskii dom MEI, 2007, 478 p. (Rus)
10. Alexanderov G.N. Electricity transmission, Sankt Peterburg: Izdatelstvo Politekhnicheskogo Universiteta, 2009. 412 p. (Rus)
11. Qin X., Shen H., Zhou Q., Guo Q., Zheng B., Xiang Z., Ban L. Transmission-line theory based study on voltage distribution along the line and the disposition scheme of series capacitors of UHV transmission lines with series capacitors. *2010 International Conference on Power System Technology*, Zhejiang, China, 2010. DOI: <https://doi.org/10.1109/POWERCON.2010.5666658>
12. SOU-N EE 40.1-37471933-82:2013. Methodical recommendations for determining the technological costs of electricity in transformers and transmission lines, 2013. (Ukr)

Надійшла: 03.06.2021

Received: 03.06.2021

ЕЛЕКТРОМЕХАНІЧНЕ ПЕРЕТВОРЕННЯ ЕНЕРГІЇ

УДК 621.313

DOI: <https://doi.org/10.15407/publishing2021.59.056>**АНАЛІТИЧНА МЕТОДИКА ДЛЯ ВИЗНАЧЕННЯ ОПТИМАЛЬНИХ ПАРАМЕТРІВ ТА СХЕМ РЕГУЛЬОВАНИХ ЗА НАПРУГОЮ АСИНХРОННИХ ДВИГУНІВ У РАЗІ ОДНОФАЗНОГО ЖИВЛЕННЯ****Ю.В. Шуруб^{1*}**, канд. техн. наук, **Ю.Л. Цищурський²**¹ – Інститут електродинаміки НАН України,

пр. Перемоги, 56, Київ, 03057, Україна

² – Національний університет біоресурсів і природокористування України,

вул. Героїв Оборони, 15, Київ, 03041, Україна

e-mail: yvshur@ukr.net

На основі методу симетричних складових запропоновано аналітичну методику розрахунку коефіцієнтів, що визначають співвідношення між складовими прямої та зворотної послідовностей параметрів режиму роботи асинхронного двигуна та параметрами його живлення для деяких схем включення регульованих за напругою трифазних асинхронних двигунів із фазозміщуючими конденсаторами, що живляться від однофазної мережі. На основі цієї методики можуть бути визначені оптимальні параметри фазозміщуючих конденсаторів та вибрані раціональні схеми включення трифазних асинхронних двигунів в однофазну мережу. Бібл. 7, рис. 3, табл. 2.

Ключові слова: асинхронний двигун, фазозміщуючий конденсатор, однофазне живлення, метод симетричних складових.

Вступ. Основними проблемами увімкнення трифазних асинхронних двигунів (АД) в однофазну мережу є вибір оптимального значення фазозміщуючого конденсатора [1, 2] та раціональної схеми [3, 4] з'єднання конденсатора з обмотками двигуна в разі його роботи в широкому діапазоні зміни швидкості та моменту внаслідок особливостей навантаження та живлення, зокрема живлення від регулятора напруги. У разі відхилення ковзання від розрахункових значень коефіцієнт несиметрії напруг різко зростає, що призводить до збільшення втрат потужності та зменшення надійності електропривода. Ефективним вирішенням мінімізації коефіцієнта несиметрії в разі роботи в широкому діапазоні зміни ковзання є регулювання ємності фазозміщуючого конденсатора, що, однак, погіршує масо-габаритні показники агрегата. Альтернативою може бути застосування комбінованої схеми включення в разі використання нерегульованої ємності. Відомо велику кількість схем під'єднання трифазного асинхронного двигуна з конденсатором у разі однофазного живлення [3, 5].

Метою пропонованої статті є визначення загальних співвідношень в асинхронному двигуні за однофазного режиму роботи для деяких із цих схем, що дали б змогу обирати оптимальні значення ємності фазозміщуючих конденсаторів та найбільш сприятливі за критерієм мінімуму коефіцієнта несиметрії схемні рішення таких електроприводів для різних режимів роботи.

Загальні співвідношення в асинхронному двигуні за однофазного режиму роботи.

Для аналізу роботи асинхронного двигуна в однофазному режимі й порівняння можливих варіантів схем включення будемо використовувати метод симетричних складових. В основу розрахунку покладемо характеристики АД у симетричному трифазному режимі роботи. Водночас введемо позначення: M_1, I_1, Z_1, φ_1 – відповідно залежності моменту, струму, модуля й аргумента повного опору схеми заміщення АД у симетричному двигунному режимі, а M_2, I_2, Z_2, φ_2 – у симетричному генераторному режимі у функції ковзання. Характеристики АД у трифазному й однофазному режимах роботи будемо розглядати за однакових ковзань, чим забезпечується рівність повних опорів схем заміщення машини для двигунного симет-

ричного режиму і для напруги прямої послідовності в однофазному режимі роботи, а також для генераторного симетричного режиму і для напруги зворотної послідовності в однофазному режимі.

Введемо складові прямої (позначені індексом p), зворотної (n) та нульової (0) послідовностей:

$$\dot{U}_A = \dot{U}_p + \dot{U}_n + \dot{U}_0; \dot{U}_B = \dot{U}_p a + \dot{U}_n a^2 + \dot{U}_0; \dot{U}_C = \dot{U}_p a^2 + \dot{U}_n a + \dot{U}_0; \dot{I}_A = \dot{I}_p + \dot{I}_n + \dot{I}_0, \quad (1)$$

$$\text{де } \dot{I}_p = \frac{\dot{U}_p}{\dot{Z}_1}, \dot{I}_n = \frac{\dot{U}_n}{\dot{Z}_2}, a = e^{-j\frac{2\pi}{3}}, \dot{Z}_1 = Z_1 e^{j\varphi_1} = Z_1 (\cos \varphi_1 + j \sin \varphi_1), \dot{Z}_2 = Z_2 e^{j\varphi_2} = Z_2 (\cos \varphi_2 + j \sin \varphi_2).$$

Тут \dot{Z}_1, \dot{Z}_2 – комплексні опори (за параметрами Т-подібних схем заміщення, що не враховують магнітні втрати в осердях двигуна [6]) відповідно прямої та зворотної послідовностей:

$$\begin{aligned} \dot{Z}_1 &= R_1 + jX_1 + \frac{jX_m \left(\frac{R_2}{s} + jX_2 \right)}{jX_m + \frac{R_2}{s} + jX_2} = R_1 + jX_1 + \frac{(-X_m X_2 + jX_m \frac{R_2}{s})}{\frac{R_2}{s} + j(X_m + X_2)} = \\ &= R_1 + jX_1 + \frac{(-X_m X_2 + jX_m \frac{R_2}{s}) \left(\frac{R_2}{s} - j(X_m + X_2) \right)}{\left(\frac{R_2}{s} \right)^2 + (X_m + X_2)^2} = \end{aligned} \quad (2)$$

$$= \left(R_1 + \frac{X_m \frac{R_2}{s} (X_m + X_2) - X_m X_2 \frac{R_2}{s}}{\left(\frac{R_2}{s} \right)^2 + (X_m + X_2)^2} \right) + j \left(X_1 + \frac{X_m \left(\frac{R_2}{s} \right)^2 + X_m X_2 (X_m + X_2)}{\left(\frac{R_2}{s} \right)^2 + (X_m + X_2)^2} \right)$$

$$\begin{aligned} \dot{Z}_2 &= R_1 + jX_1 + \frac{jX_m \left(\frac{R_2}{2-s} + jX_2 \right)}{jX_m + \frac{R_2}{2-s} + jX_2} = R_1 + jX_1 + \frac{(-X_m X_2 + jX_m \frac{R_2}{2-s})}{\frac{R_2}{2-s} + j(X_m + X_2)} = \\ &= R_1 + jX_1 + \frac{(-X_m X_2 + jX_m \frac{R_2}{2-s}) \left(\frac{R_2}{2-s} - j(X_m + X_2) \right)}{\left(\frac{R_2}{2-s} \right)^2 + (X_m + X_2)^2} = \end{aligned} \quad (3)$$

$$= \left(R_1 + \frac{X_m \frac{R_2}{2-s} (X_m + X_2) - X_m X_2 \frac{R_2}{2-s}}{\left(\frac{R_2}{2-s} \right)^2 + (X_m + X_2)^2} \right) + j \left(X_1 + \frac{X_m \left(\frac{R_2}{2-s} \right)^2 + X_m X_2 (X_m + X_2)}{\left(\frac{R_2}{2-s} \right)^2 + (X_m + X_2)^2} \right)$$

де R_1, R_2, X_1, X_2, X_m – параметри Т-подібної схеми заміщення АД.

Тоді модулі та фази комплексних опорів прямої та зворотної послідовностей $Z_1, Z_2, \varphi_1, \varphi_2$ визначатимуться за формулами:

$$Z_1 = \sqrt{\left(R_1 + \frac{X_m \frac{R_2}{s} (X_m + X_2) - X_m X_2 \frac{R_2}{s}}{\left(\frac{R_2}{s} \right)^2 + (X_m + X_2)^2} \right)^2 + \left(X_1 + \frac{X_m \left(\frac{R_2}{s} \right)^2 + X_m X_2 (X_m + X_2)}{\left(\frac{R_2}{s} \right)^2 + (X_m + X_2)^2} \right)^2}, \quad (4)$$

$$Z_2 = \sqrt{\left(R_1 + \frac{X_m \frac{R_2}{2-s} (X_m + X_2) - X_m X_2 \frac{R_2}{2-s}}{\left(\frac{R_2}{2-s} \right)^2 + (X_m + X_2)^2} \right)^2 + \left(X_1 + \frac{X_m \left(\frac{R_2}{2-s} \right)^2 + X_m X_2 (X_m + X_2)}{\left(\frac{R_2}{2-s} \right)^2 + (X_m + X_2)^2} \right)^2}, \quad (5)$$

$$\varphi_1 = \arctg \frac{X_1 + \frac{X_m \left(\frac{R_2}{s} \right)^2 + X_m X_2 (X_m + X_2)}{\left(\frac{R_2}{s} \right)^2 + (X_m + X_2)^2}}{R_1 + \frac{X_m \frac{R_2}{s} (X_m + X_2) - X_m X_2 \frac{R_2}{s}}{\left(\frac{R_2}{s} \right)^2 + (X_m + X_2)^2}}, \quad (6)$$

$$\varphi_2 = \arctg \frac{X_1 + \frac{X_m \left(\frac{R_2}{2-s} \right)^2 + X_m X_2 (X_m + X_2)}{\left(\frac{R_2}{2-s} \right)^2 + (X_m + X_2)^2}}{R_1 + \frac{X_m \frac{R_2}{2-s} (X_m + X_2) - X_m X_2 \frac{R_2}{2-s}}{\left(\frac{R_2}{2-s} \right)^2 + (X_m + X_2)^2}}. \quad (7)$$

У наведених виразах використано згадані вище рівності повних опорів схем заміщення для кожного з режимів і для відповідної складової напруги однофазного режиму: $\dot{Z}_p = \dot{Z}_1$, $\dot{Z}_n = \dot{Z}_2$ і рівності $\varphi_p = \varphi_1$, $\varphi_n = \varphi_2$, що є наслідком рівності повних опорів схем заміщення.

Рівняння Кірхгофа для деяких схем з'єднання статорних обмоток (рис. 1) представлено в табл. 1 у разі прийняття додатного напрямку обходу фази від нульової точки [3].

Особливістю схеми 3 є наявність тиристорного регулятора напруги (ТРН), що включений послідовно з фазами *B* та *C* та не впливає на напругу конденсаторної фази. Тому ТРН у схемі 3 може розглядатись як додатковий до конденсатора симетруючий елемент.

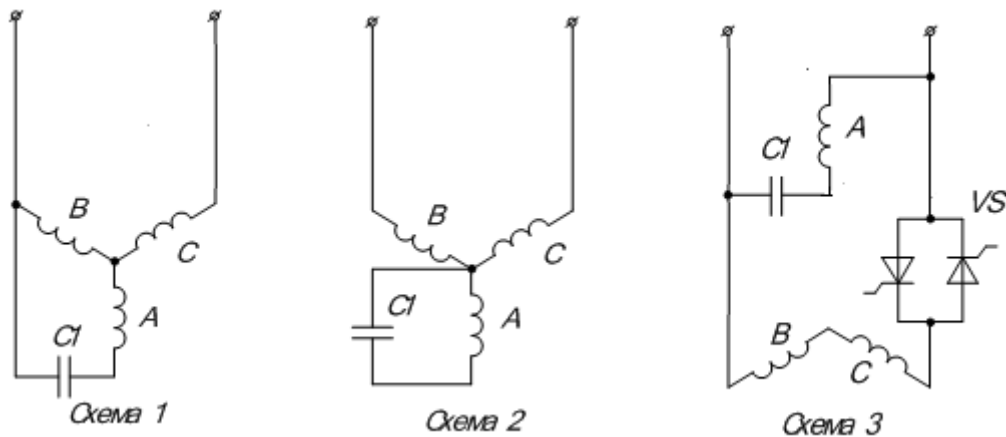


Рис. 1

Таблиця 1

| Схема 1 | Схема 2 | Схема 3 |
|---|-----------------------------------|---|
| $\dot{U}_C - \dot{U}_B = \dot{U}$ | $\dot{U}_C - \dot{U}_B = \dot{U}$ | $\dot{U}_C - \dot{U}_B = k\dot{U}$ |
| $\dot{U}_A - \dot{U}_B = jX_{C1} \dot{I}_A$ | $\dot{U}_A = jX_{C1} \dot{I}_A$ | $\dot{U}_A = \dot{U} + jX_{C1} \dot{I}_A$ |

У формулах табл. 1 $jX_{C1} \dot{I}_A$ – напруга на фазозміщуючому конденсаторі, що має протилежний напрям до напруги фази А, з'єднаної послідовно з конденсатором, де $X_{C1} = -1/(\omega C1)$. Для схеми 3 коефіцієнт $k = \frac{U_{BC}}{U}$ позначає відношення напруги регульованої головної фази BC до напруги живлення. Запропонована пошукова методика для попереднього вибору ємності фазозміщуючого конденсатора базується на припущенні, що на виході ТРН присутня тільки перша гармонічна складова напруги.

Підставляючи (1) у рівняння табл. 1, дістанемо:

$$\text{для схеми 1: } (\dot{U}_p - \dot{U}_n)(a^2 - a) = \dot{U}; \quad \dot{U}_p \left(1 - a - \frac{jX_{C1}}{Z_1}\right) + \dot{U}_n \left(1 - a^2 - \frac{jX_{C1}}{Z_2}\right) = 0, \quad (8)$$

$$\text{для схеми 2: } (\dot{U}_p - \dot{U}_n)(a^2 - a) = \dot{U}; \quad \dot{U}_p \left(1 - \frac{jX_{C1}}{Z_1}\right) + \dot{U}_n \left(1 - \frac{jX_{C1}}{Z_2}\right) = 0, \quad (9)$$

$$\text{для схеми 3: } (\dot{U}_p - \dot{U}_n)(a^2 - a) = k\dot{U}; \quad \dot{U}_p \left(1 - \frac{jX_{C1}}{Z_1}\right) + \dot{U}_n \left(1 - \frac{jX_{C1}}{Z_2}\right) = \dot{U}. \quad (10)$$

Треба зазначити, що в схемах 2, 3 присутня складова напруги нульової послідовності, що породжує струм нульової послідовності, який не створює крутного моменту в зоні робочих ковзань, а впливає тільки на споживану потужність і втрати. У схемі "зірка" складової нульової послідовності немає [7].

Введемо базисні значення X_{C0} для ємнісного опору:

$$X_{C0} = -\frac{\sqrt{3}U}{I_1} = -\sqrt{3}Z_1, \quad (11)$$

де U і I_1 – фазні значення напруги і струму в симетричному двигунному режимі.

Також введемо відносне значення ємності:

$$x = \frac{X_{C0}}{X_{C1}} \quad (12)$$

та коефіцієнт, що дорівнює відношенню струмів режимів противмикання і двигунного за симетричного живлення:

$$k_i = \frac{U/Z_2}{U/Z_1} = \frac{Z_1}{Z_2}. \quad (13)$$

Провівши низку перетворень, дістанемо вирази для напруг прямої та зворотної послідовностей:

$$\text{для схеми 1: } \dot{U}_p = \frac{U \left[\frac{\sqrt{3}}{2} x - k_i \sin \varphi_2 - j \left(\frac{1}{2} x + k_i \cos \varphi_2 \right) \right]}{\sqrt{3} \left\{ \cos \varphi_1 + k_i \cos \varphi_2 + j \left[\sqrt{3} x - (\sin \varphi_1 + k_i \sin \varphi_2) \right] \right\}}; \quad (14)$$

$$\dot{U}_n = -\frac{U \left[\frac{\sqrt{3}}{2} x - \sin \varphi_1 + j \left(\frac{1}{2} x - \cos \varphi_1 \right) \right]}{\sqrt{3} \left\{ \cos \varphi_1 + k_i \cos \varphi_2 + j \left[\sqrt{3} x - (\sin \varphi_1 + k_i \sin \varphi_2) \right] \right\}}, \quad (15)$$

$$\text{для схеми 2: } \dot{U}_p = \frac{\dot{U} \left[\frac{1}{\sqrt{3}} x - k_i \sin \varphi_2 - j k_i \cos \varphi_2 \right]}{\sqrt{3} \left\{ \cos \varphi_1 + k_i \cos \varphi_2 + j \left[\frac{2}{\sqrt{3}} x - (\sin \varphi_1 + k_i \sin \varphi_2) \right] \right\}}; \quad (16)$$

$$\dot{U}_n = \frac{\dot{U} \left[\frac{1}{\sqrt{3}} x - \sin \varphi_1 - j \cos \varphi_1 \right]}{\sqrt{3} \left\{ \cos \varphi_1 + k_i \cos \varphi_2 + j \left[\frac{2}{\sqrt{3}} x - (\sin \varphi_1 + k_i \sin \varphi_2) \right] \right\}}, \quad (17)$$

$$\text{для схеми 3: } \dot{U}_p = \frac{\dot{U} \left[\frac{k}{\sqrt{3}} x - k k_i \sin \varphi_2 - j (x + k k_i \cos \varphi_2) \right]}{\sqrt{3} \left\{ \cos \varphi_1 + k_i \cos \varphi_2 + j \left[\frac{2}{\sqrt{3}} x - (\sin \varphi_1 + k_i \sin \varphi_2) \right] \right\}}; \quad (18)$$

$$\dot{U}_n = \frac{\dot{U} \left[\frac{k}{\sqrt{3}} x - k \sin \varphi_1 + j (x - k \cos \varphi_1) \right]}{\sqrt{3} \left\{ \cos \varphi_1 + k_i \cos \varphi_2 + j \left[\frac{2}{\sqrt{3}} x - (\sin \varphi_1 + k_i \sin \varphi_2) \right] \right\}}. \quad (19)$$

Переходячи до модулів, знайдемо відношення $\alpha = \frac{U_p}{U}$, $\beta = \frac{U_n}{U}$ та коефіцієнт несиметрії $\gamma = \frac{U_n}{U_p}$.

Вирази для визначення коефіцієнтів α, β, γ розглянутих схем наведено в табл. 2.

Симетричний режим у розглянутих схемах має місце за умови рівності нулю складової напруги зворотної послідовності, тобто в разі $\beta = 0$.

У випадку зміни кута φ_1 у межах від 0 до 90 ел.град., поліноми, що стоять у чисельнику підкореневих виразів для β (див. табл. 2), у схемах 1,2,3 мають дійсні корені тільки у разі одного значення: $\varphi_1 = 60$ ел. град. для схеми 1, $\varphi_1 = 90$ ел.град. для схеми 2, $\varphi_1 = 45$ ел.град. для схеми 3. Це означає, що вибір ємності згідно з умовою $\beta = 0$ забезпечує в разі зазначених значень φ_1 повністю симетричний режим, коли $\alpha = 1$, водночас $x = 1$ (тобто

$X_C = \sqrt{3}Z_1$) для схеми 1, $x = \sqrt{3}$ ($X_C = Z_1$) для схеми 2, $x = \frac{\sqrt{3}}{2}$ ($X_C = 2Z_1$) для схеми 3. У

всіх інших випадках режим роботи – несиметричний. Знаючи параметри двигуна і конкретні діапазони зміни ковзання та навантаження, а, отже, і кута, можна вибрати схему з найбільш сприятливим характером зміни коефіцієнта несиметрії або здійснювати комбіноване управління, коли в одному діапазоні регулювання обмотки статора включаються в "зірку", а в іншому – послідовно-паралельно.

Умовою найбільшої симетрії напруг статора двигуна у разі значень φ_1 , що не дають можливість виконати умову $\beta = 0$, є умова мінімуму коефіцієнта несиметрії $\gamma = \min$.

У разі відхилення ковзання (а, отже, і кута φ_1) від розрахункових значень коефіцієнт несиметрії різко зростає. Ефективним вирішенням мінімізації γ у разі роботи в широкому діапазоні зміни ковзання є регулювання ємності фазозсуваючого конденсатора.

За формулами табл. 2, застосовуючи критерій $\gamma = \min$, можна знайти оптимальний опір фазозсуваючого конденсатора для всіх значень навантаження двигуна. Для розрахунку характеристик двигуна як вихідну інформацію задають значення модулів повних опорів Z і

фазових кутів φ схем заміщення прямої і зворотної послідовностей для різних ковзань. Причому параметри табл. 2 визначаються тільки ковзанням (для схем 1, 2) та коефіцієнтом k та ковзанням (для схеми 3) і не залежать від напруги живлення.

Таблиця 2

| | Схема 1 | Схема 2 | Схема 3 |
|------------|---|---|---|
| α | $\sqrt{\frac{x^2 - \theta_2 k_i x + k_i^2}{(\sqrt{3}x - \phi_2)^2 + \phi_1^2}}$ | $\sqrt{\frac{\frac{1}{3}x^2 - \theta_2 k_i x + k_i^2}{\left(\frac{2}{\sqrt{3}}x - \phi_2\right)^2 + \phi_1^2}}$ | $\sqrt{\frac{\frac{(k^2 + 3)}{3}x^2 - \theta_2 k k_i x + k^2 k_i^2}{\left(\frac{2}{\sqrt{3}}x - \phi_2\right)^2 + \phi_1^2}}$ |
| β | $\sqrt{\frac{x^2 - \theta_1 x + 1}{(\sqrt{3}x - \phi_2)^2 + \phi_1^2}}$ | $\sqrt{\frac{\frac{1}{3}x^2 - \theta_1 x + 1}{\left(\frac{2}{\sqrt{3}}x - \phi_2\right)^2 + \phi_1^2}}$ | $\sqrt{\frac{\frac{(k^2 + 3)}{3}x^2 - \theta_1 k x + k^2}{\left(\frac{2}{\sqrt{3}}x - \phi_2\right)^2 + \phi_1^2}}$ |
| γ | $\sqrt{\frac{x^2 - \theta_1 x + 1}{x^2 - \theta_2 k_i x + k_i^2}}$ | $\sqrt{\frac{\frac{1}{3}x^2 - \theta_1 x + 1}{\frac{1}{3}x^2 - \theta_2 k_i x + k_i^2}}$ | $\sqrt{\frac{\frac{(k^2 + 3)}{3}x^2 - \theta_1 k x + k^2}{\frac{(k^2 + 3)}{3}x^2 - \theta_2 k k_i x + k^2 k_i^2}}$ |
| θ_1 | $\sqrt{3} \sin \varphi_1 + \cos \varphi_1$ | $\frac{2}{\sqrt{3}} \sin \varphi_1$ | $\frac{2k}{\sqrt{3}} \sin \varphi_1 + 2 \cos \varphi_1$ |
| θ_2 | $\sqrt{3} \sin \varphi_2 - \cos \varphi_2$ | $\frac{2}{\sqrt{3}} \sin \varphi_2$ | $\frac{2k}{\sqrt{3}} \sin \varphi_2 - 2 \cos \varphi_2$ |
| ϕ_1 | $\cos \varphi_1 + k_i \cos \varphi_2$ | $\cos \varphi_1 + k_i \cos \varphi_2$ | $\cos \varphi_1 + k_i \cos \varphi_2$ |
| ϕ_2 | $\sin \varphi_1 + k_i \sin \varphi_2$ | $\sin \varphi_1 + k_i \sin \varphi_2$ | $\sin \varphi_1 + k_i \sin \varphi_2$ |

Результати досліджень. Проведемо за пропонованою методикою порівняльний аналіз характеристик АД у разі з'єднання її обмоток за схемами Штейнметца (схема 1 на рис. 1) і "зірка з нульовим проводом" (схема 2 на рис. 1), розрахованих за вищенаведеною методикою. У зоні робочих ковзань, тобто коли $s < s_k$, в якості енергетичного критерію оцінки схем включення можна прийняти коефіцієнт несиметрії напруг прямої та зворотної послідовностей $\gamma = \frac{U_n}{U_p}$. На рис. 2 наведено залежності коефіцієнта несиметрії від ковзання для

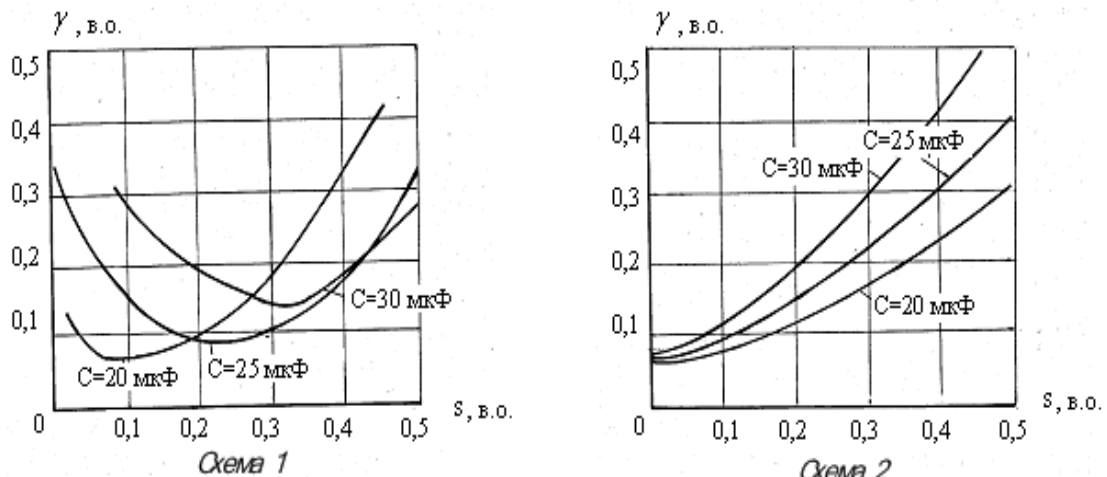


Рис. 2

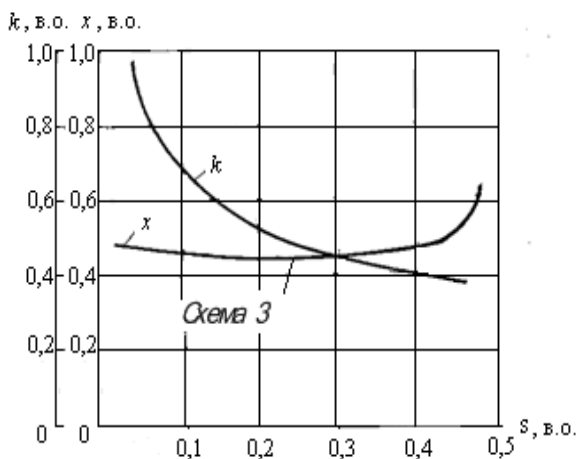


Рис. 3

зного проводу (схема 3 на рис. 1) є залежність параметрів α, β, γ від відношення напруги регульованої головної фази до напруги живлення $k = \frac{U_{BC}}{U}$. На рис. 3 показано закони зміни

k та відносного значення ємності $x = \frac{X_{C_0}}{X_{C_1}}$ залежно від ковзання s , що забезпечують умову мінімуму коефіцієнта несиметрії $\gamma = \min$.

Найбільш важливим фактом, який вбачається з цих графіків, є відносна сталість оптимального значення ємності в широкому діапазоні ковзань. Тому в разі діапазону регулювання в межах робочих значень ковзання доцільним є застосування схеми 3, що дає змогу дістати прийнятний коефіцієнт несиметрії за постійного значення ємності фазозсуваючого конденсатора.

Висновки. Розроблений аналітичний метод дає змогу з достатньою точністю проводити попередній (пошуковий) аналіз системи й обирати оптимальні параметри фазозміщуючих елементів та схеми включення обмоток статора асинхронної машини в однофазному режимі. Особливістю пропонованого методу є те, що параметри отриманих виразів для розрахунку коефіцієнта несиметрії є незмінними в разі варіювання ємності фазозміщуючого конденсатора для кожного значення ковзання.

Роботу виконано за держбюджетною темою «Розробити засоби підвищення ефективності систем електро-механічного перетворення енергії з традиційними та відновлювальними джерелами» («Агрегат-2»), що виконується за відомчою тематикою НАН України. Державний реєстраційний номер 0119U001214. КПК ВК 6541030.

1. Попович О.М., Бібік О.В. Пошук і оцінка шляхів підвищення енергоефективності моноблочного насосу за застосування комплексного проектування. *Вісник Національного технічного університету «ХПІ». Серія: "Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії"*. 2018. № 5. С. 79–82.
2. Malyar V., Namola O., Maday V. Calculation of capacitors for starting up a three-phase asynchronous motor fed by single-phase power supply. Proc. 17th International Conference on Computational Problems of Electrical Engineering CPEE2016. Sandomierz, Poland, September 14–17, 2016. Pp. 1–4. DOI: <https://dx.doi.org/10.1109/CPEE.2016.7738735>.
3. Адаменко А.И., Кисленко В.И. Преобразование однофазного тока в многофазный. Киев: Техніка, 1971, 272 с.
4. Шуруб Ю.В. Трифазно-однофазный асинхронный электропривод з багатоелементним ємнісним фазозміщуючим модулем. *Електротехніка і електромеханіка*. 2011. № 3. С. 49–50.
5. Торопцев Н. Д. Трехфазный асинхронный двигатель в схеме однофазного включения с конденсатором. М.: Энергоатомиздат, 1988. 95 с.
6. Вольдек А.И. Электрические машины. М.: Энергия, 1966. 782 с.

двох схем за різних значень ємностей C_1 . З них видно, що значення ковзань, відповідних мінімуму коефіцієнта несиметрії і мінімуму втрат, практично збігаються. Схема із самозбудженням конденсаторної фази має мінімум γ , тобто режим, найбільш близький до симетричного, на холостому ходу.

Отже, схема "зірка з нульовим проводом" позбавлена недоліків конденсаторних АМ, а саме – підвищених втрат на холостому ходу. Її застосування доцільно в разі необхідності тривалої роботи АМ за малих навантажень, що дає змогу знизити втрати холостого ходу приблизно в 2 рази.

Особливістю послідовно-паралельної схеми з включенням тиристорів до розсічки фазного проводу

7. Лесник В.А., Шуруб Ю.В. [Учет дифференциальных параметров при математическом моделировании несимметричных режимов работы асинхронных генераторов](#). *Техн. електродинаміка*. 2003. № 1. С. 45–48

ANALYTICAL METHOD FOR DETERMINING OPTIMAL PARAMETERS AND SCHEMES FOR VOLTAGE-REGULATED INDUCTION MOTORS WITH SINGLE-PHASE POWER SUPPLY

Yu.V. Shurub¹, Yu.L. Tsitsyurskiy²

¹ – Institute of Electrodynamics of the National Academy of Sciences of Ukraine,
pr. Peremohy, 56, Kyiv, 03057, Ukraine

² – National University of Life and Environmental Sciences of Ukraine,
Heroiv Oborony str., 15, Kyiv, 03041, Ukraine

On the basis of the method of symmetric components, an analytical method is proposed for calculating the coefficients that determine the relationship between the components of the positive and negative sequences of the parameters of the operating mode of an induction motor and the parameters of its power supply for some circuits for the inclusion of voltage-controlled three-phase induction motors with phase-shifting capacitors powered by a single-phase network. On the basis of this technique, the optimal parameters of phase-shifting capacitors can be determined and rational schemes for connecting three-phase induction motors to a single-phase network can be selected. Ref. 7, fig. 3, tables 2.

Keywords: induction motor, phase-shifting capacitor, single-phase supply, method of symmetric components.

1. Popovych O.M., Bibik O.V. Search and evaluation of ways to increase the energy efficiency of a monoblock pump in the application of complex design. *Visnyk NTU KhPI*, 2018. No 5. Pp. 79–82. (Ukr)
2. Malyar V., Hamola O., Maday V. Calculation of capacitors for starting up a three-phase asynchronous motor fed by single-phase power supply. Proc. 17th International Conference on Computational Problems of Electrical Engineering CPEE2016. Sandomierz, Poland, September 14-17, 2016. Pp. 1–4. DOI: <https://dx.doi.org/10.1109/CPEE.2016.7738735>.
3. Adamenko A.I., Kyslenko V.I. Single-phase to multi-phase current conversion. Kyiv: Technika, 1971, 272 p. (Rus)
4. Shurub Yu.V. A three-one phase induction electric drive with a multiple-unit capacitor phase-shifting modules. *Elektrotehnika i electromehnika*. 2011. No 3. Pp. 49–50. (Ukr)
5. Toroptsev N.D. Three-phase induction motor with single-phase power supply through the capacitor. Moskva: Energoatomizdat, 1988. 95 p. (Rus)
6. Voldek A.I. Electric machines. Moskva: Energia, 1966. 782 p. (Rus)
7. Lesnik V.A., Shurub Yu.V. Taking into account the differential parameters in the mathematical simulation of non-symmetric operating modes of asynchronous generators. *Tekhnichna elektrodynamika*. 2003. No 1. Pp. 45–48. (Rus)

Надійшла: 20.07.2021

Received: 20.07.2021

ВИМІРЮВАННЯ ТА ДІАГНОСТИКА В ЕЛЕКТРОЕНЕРГЕТИЦІ

УДК 621.586

DOI: <https://doi.org/10.15407/publishing2021.59.064>

СИСТЕМА АВТОМАТИЗОВАНОГО НАЛАШТУВАННЯ ІНТЕЛЕКТУАЛІЗОВАНИХ ЩИТОВИХ ВИМІРЮВАЧІВ ЕЛЕКТРИЧНИХ ПАРАМЕТРІВ ЕНЕРГОГЕНЕРУЮЧИХ ОБ'ЄКТІВ

Б.А. Кромпляс*, канд. техн. наук, **А.С. Левицький****, докт. техн. наук, **Є.О. Зайцев*****, докт. техн. наук

Інститут електродинаміки НАН України,

пр. Перемоги, 56, Київ, 03057, Україна

e-mail: b_kromp@i.ua, levitskiyanatoliymail@gmail.com, zaitsev@i.ua

Проведено аналіз функціональних можливостей електронних щитових вимірювачів електричних експлуатаційних параметрів енергогенеруючих об'єктів та розроблено перелік додаткових функцій таких вимірювачів для підвищення надійності роботи операторів блоків управління цих об'єктів. Створено структуру автоматизованої системи налаштувань удосконалених щитових вимірювачів для різних режимів роботи енергогенеруючого об'єкта, проаналізовано структури та функції складових цієї системи. Бібл. 14, рисунок.

Ключові слова: енергогенеруючий об'єкт, блок щитового управління, електричний параметр, щитовий вимірювач, система налаштувань.

Постановка проблеми. Енергогенеруючі об'єкти обладнані великою кількістю автоматизованих та автоматичних інформаційно-вимірювальних пристроїв, систем керування окремими вузлами та блоками [1, 2]. Управління цими об'єктами або їхніми окремими елементами здійснюється операторами з блоків щитового управління (БЩУ).

Сучасні БЩУ зазвичай оснащені двома типами засобів вимірювання та індикації параметрів функціонування: мультивіконними дисплеями, на які виводиться інформація з інформаційно-вимірювальної системи об'єкта, та щитовими вимірювачами (ЩВ) значень електричних параметрів змінного струму або вимірювачами нормалізованого сигналу постійного струму від вимірювальних перетворювачів відповідного параметра. Таке поєднання зумовлено, по-перше, великою кількістю параметрів, по-друге – різними пріоритетами цих параметрів для процесу управління.

Так на дисплеї виводяться найбільш важливі й динамічні параметри, за значеннями яких на кожному з дисплеїв стежать спеціально призначені оператори. На ЩВ виводяться параметри зі сталими за номінального режиму функціонування об'єкта значеннями, довідкові та інші другорядні параметри. Стеження за показами ЩВ параметрів здебільшого періодичне, причому один оператор обслуговує цілу групу ЩВ, які можуть бути розміщені на досить значній площі щита управління і віддалені один від одного. Загалом такі ЩВ є однодіапазонними електромеханічними приладами зі стрілковими покажчиками. Діапазон вимірювання цих приладів обирається за вимогами забезпечення необхідної точності вимірювань саме в стаціонарному режимі роботи об'єкта. За ергономічними характеристиками така побудова БЩУ забезпечує достатню надійність роботи операторів – положення стрілок ЩВ легко запам'ятовується, і вихід за допустиме значення зручно відстежується.

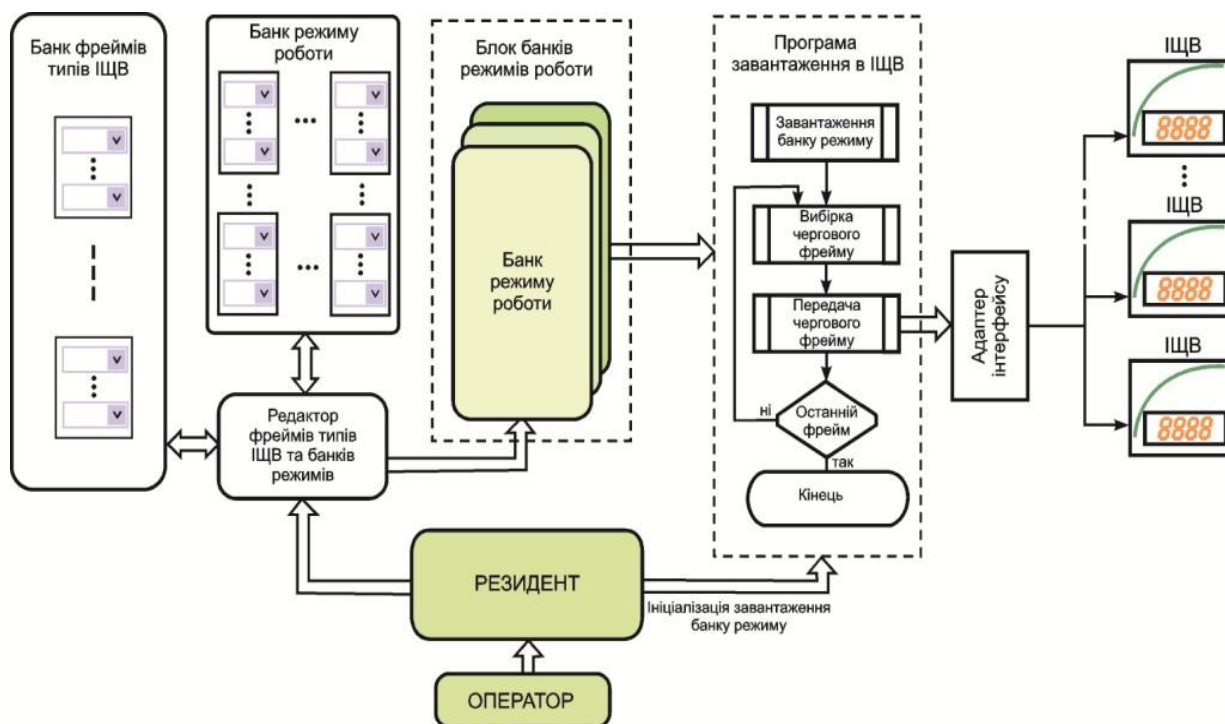
Водночас в умовах спеціальних режимів роботи об'єкта (випробування після планових ремонтів, модернізації окремих вузлів тощо) значення параметрів можуть значно відрізнятися від номінальних і швидко змінюватися, що значно підвищує ймовірність прийняття хибного рішення оператором. Становище ускладнюється ще й тим, що в цих режимах частково або повністю відключаються штатні автоматичні системи захисту, що може призвести (і призводило навіть на АЕС) до тяжких і вартісних аварій [3].

Цю проблему частково вирішувало б впровадження електронних щитових вимірювачів, не дивлячись на те, що вони, на відміну від електромеханічних, вимагають безперебійного електроживлення [4–7]. У цих ЩВ реалізовано (повністю або частково): вищу точність вимірювань та індикацію результатів у цифровій формі; можливість роботи в кількох діапазонах вимірювань [6, 7]; індикацію прямих значень вимірюваного параметра, а не сигналу нормалізації [7]; контроль за допустимими значеннями вхідного параметра та сигналізацію виходу за їхні межі (візуальну, звукову, комутаційну тощо) [4, 5, 7]; наявність цифрових та аналого-цифрових шкал для більшої наочності й полегшення візуального аналізу значення параметра [4, 6]; наявність засобів реалізації системного інтерфейсу (переважно послідовного з адресацією ЩВ) та передачі результатів вимірювань системному контролеру вищого рівня.

Налаштування параметрів режиму роботи таких ЩВ (діапазону вимірювання, граничних допустимих значень параметра) здебільшого виконується вручну з клавіатури ЩВ, що суттєво обмежує їхнє застосування на БЦУ об'єктів зі значною кількістю ЩВ та кількома режимами роботи.

У зв'язку з викладеним **метою цієї статті** є створення системи автоматизованого налаштування ЩВ, яка може бути використана для підвищення надійності роботи операторів за умов усіх режимів функціонування енергогенеруючого об'єкта [8].

Функціональна схема системи, яка була створена в Інституті електродинаміки НАН України, зображена на рисунку.



Система призначена для роботи з електронними ЩВ, у яких, крім перелічених вище функціональних можливостей, мають бути реалізовані додаткові можливості [9], а саме – встановлення через системний інтерфейс таких налаштувань приладу: робочого діапазону вимірювання параметра; граничних допустимих значень вимірюваного параметра; виду алгоритму прийняття рішень про сигналізацію за вихід значень параметра за допустимі.

Реалізація зазначених функціональних можливостей притаманна Smart засобам вимірювання та вимагає від програмного забезпечення ЩВ забезпечення організації відповідної адресної структури даних. Тому ЩВ, які забезпечують визначені концепціями Smart функції, будемо визначати як *інтелектуалізовані* щитові вимірювачі (ІЩВ).

В Інституті електродинаміки НАН України з огляду на гарантування реалізації функціональності ІЩВ був створений експериментальний зразок ІЩВ для вимірювання напруги змінного струму [10], у якому забезпечено реалізацію концепцій Smart у контексті розвитку положень "Енергетики 4.0" [11].

Для встановлення обраної структури (рисунок) відповідно до концепцій Smart вносити зміни в уже застосовувані структури для побудови ЩВ [1] не було потреби, а тому апаратна структура вимірювача залишилася майже без змін. У цьому разі апаратна частина містить: системний контролер на базі ПЕОМ, апаратні засоби послідовного інтерфейсу та ЩВ, які послідовно зв'язані лініями інтерфейсу.

Наступна структура програмного забезпечення системного контролера на відміну від описаних в [1] набула змін, що дало змогу реалізувати зазначені вище функції та забезпечити реалізацію ЩВ. У цьому разі базовим інформаційним елементом системи є фрейм, який містить дані налаштувань адресованого ЩВ на певний режим функціонування енергогенеруючого об'єкта. Фрейм формується або редагується оператором системи за допомогою розробленого редактора фреймів, який ініціалізується оператором через програму "Резидент". Для зручності внесення даних налаштувань у фрейм включено графічні елементи вводу: однорядкові та багаторядкові поля вводу, списки, прокрутки тощо.

Для полегшення формування робочих фреймів для кожного з режимів функціонування енергогенеруючого об'єкта та різновиду ЩВ, який може бути застосований, забезпечено можливість створення банку фреймів типів ЩВ – адже в системах управління енергогенеруючих об'єктів зазвичай наявні ЩВ різних типів. Для кожного з режимів роботи об'єкта створюється відповідний банк режиму функціонування енергогенеруючого об'єкта, що містить адресовані кожному з ЩВ фрейми з даними налаштувань. Формування банку (банків) режимів із банку фреймів для кожного типу ЩВ може відбуватися за допомогою редактора.

У разі встановлення або зміни режиму роботи енергогенеруючого об'єкта оператор системи в ручному режимі за допомогою клавіатури системного контролера обирає, а в разі відсутності задає відповідний банк режимів й ініціалізує програму завантаження цього банку в ЩВ, водночас дані налаштувань заносяться в пам'ять відповідних ЩВ. Відстежування процесів налаштувань ЩВ і формування відповідних повідомлень оператору системи здійснюються за допомогою програми "Резидент". У випадку успішного закінчення вводу налаштувань управління "щит" стає готовим для управління об'єктом у встановленому режимі роботи.

Для забезпечення високої надійності встановлення налаштувань ЩВ розроблено протокол завантаження даних, який дає змогу забезпечити зворотний обмін даними між елементами системи. Обмін даними в системі здійснюється з використанням послідовного інтерфейсу, який застосовується в енергетиці: MODBUS [12], PROFIBUS [13], FT2 [14]. Використання інтерфейсу дає змогу забезпечити достатню надійність передачі даних від системного контролера до ЩВ.

Висновок. ЩВ електричних експлуатаційних параметрів енергогенеруючих об'єктів у складі запропонованої автоматизованої системи налаштувань будуть давати можливість операторам БЩУ суттєво полегшити контроль за параметрами, що вимірюються ЩВ, а, отже, підвищити надійність управління об'єктом у всіх його режимах функціонування.

Робота виконана за держбюджетною темою «Розвиток наукових засад методів і засобів вимірювання експлуатаційних параметрів обладнання електростанцій» Шифр «Параметр». Державний реєстраційний номер 0116U007285.

1. Кенсницький О.Г., Кромплас Б.А., Левицький А.С., Федоренко Г.М. Методи та засоби підвищення надійності виконавчих механізмів регульовально-запірної арматури трубопроводів АЕС: монографія. Чорнобиль: Ін-т проблем безпеки АЕС НАН України, 2016. 136 с.
2. Zaitsev Ie., Levytskyi A. Hybrid electro-optic capacitive sensors for the fault diagnostic system of power hydro-generator. *Clean Generators - Advances in Modeling of Hydro and Wind Generators*: монографія. За ред. Dr. A. Ebrahimi. 185 p.: Intechopen, 2020. P. 25–42. DOI: <https://doi.org/10.5772/intechopen.77988>.
3. СБУ підозрює диверсію на енергоблоці №1 Хмельницької АЕС. URL: <https://ua-energy.org/uk/posts/sbu-pidozriuie-dyversiiu-na-enerhoblotsi-%E2%84%961-khmelnytskoi-aes> (дата звернення: 12.06.2021).
4. Вимірювачі параметрів електричної мережі. URL: http://www.microl.ua/index.php?option=com_virtuemart&page=shop.browse&category_id=116&Itemid=71&lang=ru (дата звернення: 12.06.2021)
5. Амперметры и вольтметры цифровые щитовые серии 3020. Руководство эксплуатации 3.340.007 РЭ. ОИУСН 140.003 РЭ. 45 с.
6. Приборы для измерения унифицированных электрических сигналов постоянного напряжения, постоянного тока, температуры Ф1775.1 АД Ф/ 1775.2 АД. URL: <https://vbrspb.ru/product/odnokanalnye-panelnye-pribory-dlja-sistem-kontrolja-i-regulirovanija-f1775-ad-v-metallicheskom-korpuse/> (дата звернення: 12.07.2021)

7. Амперметры и вольтметры постоянного тока для АЭС. URL: <https://www.elpribor.ru/catalog/56/1047/> (дата звернення: 12.03.2020).
8. Кромпльяс Б.А. Підвищення надійності роботи операторів щита управління енергогенеруючого об'єкта. *Інтегровані інтелектуальні робототехнічні комплекси (ІРТК-2021)* Чотирнадцята міжнародна науково-практична конференція 18–19 травня 2021 р. Київ, Україна. К.: НАУ, 2021. С. 85–86.
9. Кромпльяс Б.А. Концепція побудови інтелектуалізованих щитових вимірювачів функціональних параметрів енергогенеруючих об'єктів. *Приладобудування: стан і перспективи*: Матеріали XX Міжнародної науково-технічної конференції, 18–19 травня 2021 р. Київ, Україна. С. 245–246.
10. Вимірювачі цифрові щитові напруги змінного струму серії МТЕ Щ 1... Технічний опис та настанова з експлуатації Щ 24077728.2.001 HE. 2020. 21 с.
11. Schneider Electric. Electricity 4.0 for smart energy. URL: <https://www.se.com/ww/en/work/campaign/electricity-4-0/sustainable-energy-generation.jsp>. (дата звернення: 17.06.2021)
12. MODBUS. URL: https://modbus.org/about_us.php (дата звернення: 12.06.2021).
13. Profibus and Modbus: comparison. URL: <https://www.automation.com/en-us/articles/2013-2/profibus-and-modbus-a-comparison> (дата звернення: 12.07.2021).
14. Устройства и системы телемеханики Часть 5. Протоколы передачи. ГОСТ Р МЭК870-5-101-2001. URL: <https://docs.cntd.ru/document/1200019789?marker=7D20K3> (дата звернення: 12.07.2021).

SYSTEM OF AUTOMATED ADJUSTMENT OF INTELLECTUALIZED PANEL METERS OF ELECTRICAL PARAMETERS OF ENERGY GENERATING OBJECTS

B. Kromplyas, A. Levytskyi, Ie. Zaitsev

Institute of Electrodynamics of the National Academy of Sciences of Ukraine,
pr. Peremohy, 56, Kyiv, 03057, Ukraine

e-mail: b_kromp@i.ua, levitskiyanatoliymail@gmail.com, zaitsev@i.ua.

The analysis of functional possibilities of electronic panel meters of electric operational parameters of power generating objects is carried out. The list of additional functions of such meters for the increase of reliability of work of operators of control units of power generating objects is developed. The structure of the automated system of settings of advanced panel meters for different modes of operation of the power generating object is created, the structures and functions of the components of this system are analyzed. Ref. 14, figure.

Keywords: energy generating object, panel control unit, electrical parameter, panel meter, adjustment system.

1. Kensitsky O.G., Kromplyas B.A., Levitsky A.S., Fedorenko G.M. Methods and means of increasing the reliability of actuators of control and shut-off valves of NPP pipelines. Chernobyl: Inst. Of NPP safety problems of the NAS of Ukraine, 2016. 136 p.
2. Zaitsev Ie., Levytskyi A. Hybrid electro-optic capacitive sensors for the fault diagnostic system of power hydro-generator. *Clean Generators - Advances in Modeling of Hydro and Wind Generators*. 185 p.: Intechopen, 2020, Pp. 25–42. DOI: <https://doi.org/10.5772/intechopen.77988>.
3. The SSU suspects sabotage at Unit №1 of the Khmelnytsky NPP. URL: <https://ua-energy.org/uk/posts/sbupidozriiie-dyversiiu-na-enerhoblotsi-%E2%84%961-khmelnytskoi-aes> (accessed: 12.06.2021). (Ukr)
4. Meters of parameters of an electric network. URL: http://www.microl.ua/index.php?option=com_virtuemart&page=shop_browse&category_id=116&Itemid=71&lang=ru (accessed: 12.06.2021). (Ukr)
5. Digital panel ammeters and voltmeters 3020. Operation manual. 45 p. (Rus)
6. Instruments for measuring unified electrical signals of direct voltage, direct current, temperature F1775.1 AD F/1775.2 AD. URL: <https://vbrspb.ru/product/odnokanalnye-panelnye-pribory-dlja-sistem-kontrolja-i-regulirovanija-f1775-ad-v-metallicheskome-korpuse/> (accessed: 12.07.2021). (Rus)
7. DC ammeters and voltmeters for NPP. URL: <https://www.elpribor.ru/catalog/56/1047/> (accessed: 12.06.2021). (Rus)
8. Kromplyas B. Improving the reliability of the control panel operators of the power generation facility. Fourteenth International Scientific and Practical Conference. *Integrated intelligent robotic complexes (IIRTK-2021)*. Kyiv, Ukraine, May 18–19, 2021, Pp. 85–86. (Ukr)
9. Kromplyas B. The concept of construction of intellectualized panel meters of functional parameters of energy generating objects. XX International Scientific and Technical Conference "INSTRUMENT MANUFACTURING: state and prospects". Kyiv, Ukraine, May 18–19, 2021. Pp. 245–246. (Ukr)
10. Digital digital panel meters of alternating current series MTE SH 1... Technical description and operating instructions SH 24077728.2.001 HE. 2020. 21 p. (Rus)
11. Schneider Electric. Electricity 4.0 for smart energy. URL: <https://www.se.com/ww/en/work/campaign/electricity-4-0/sustainable-energy-generation.jsp>. (accessed: 17.06.2021)
12. MODBUS. URL: https://modbus.org/about_us.php (accessed: 12.06.2021)
13. Profibus and Modbus: comparison. URL: <https://www.automation.com/en-us/articles/2013-2/profibus-and-modbus-a-comparison> (accessed: 12.06.2021).
14. Telemechanics devices and systems. Part 5. Transmission protocols. GOST R MEK870-5-101-2001. URL: <https://docs.cntd.ru/document/1200019789?marker=7D20K3> (accessed: 12.07.2021). (Rus)

**ПРАЦІ НАУКОВО-ТЕХНІЧНОЇ КОНФЕРЕНЦІЇ
МОЛОДИХ ВЧЕНИХ ТА СПЕЦІАЛІСТІВ ІНСТИТУТУ**

УДК 621.311:681.3

DOI: <https://doi.org/10.15407/publishing2021.59.068>

**ЗАСТОСУВАННЯ МЕТОДІВ ДЕКОМПОЗИЦІЇ У КОРОТКОСТРОКОВОМУ
ПРОГНОЗУВАННІ СУМАРНОГО ЕЛЕКТРИЧНОГО НАВАНТАЖЕННЯ
ЕНЕРГОСИСТЕМИ**

І.В. Блінов*, докт. техн. наук, **В.В. Сичова****

Інститут електродинаміки НАН України,
пр. Перемоги, 56, Київ, 03057, Україна
e-mail: blinovigor81@gmail.com, shorl@ukr.net

На основі виконаних досліджень удосконалено метод декомпозиції графіків сумарного електричного навантаження енергосистеми із застосуванням методу Гільберта-Хуанга. Наведений підхід дає змогу отримати однорідну базову складову електричного навантаження та температурну складову, яка має тісний кореляційний зв'язок із температурою повітря, що сприяє підвищенню точності короткострокового прогнозування. Наведено результати тестування розробленої математичної моделі. Бібл. 9, рисунок, таблиця.

Ключові слова: короткострокове прогнозування, електричне навантаження, декомпозиція, метод Гільберта-Хуанга.

Вступ. Перехід до нового ринку електроенергії (ринку двосторонніх договорів та балансуєчого ринку) [1, 2] вимагає уваги до завдання підвищення точності та стабільності результатів короткострокового прогнозування (КСП) сумарного електричного навантаження (СЕН) [3]. Його розв'язання можливе за допомогою побудови багатофакторної математичної моделі, у якій враховано структуру й характер електроспоживання, зважаючи на чинники впливу. Тому вдосконалення методів КСП СЕН дає змогу підвищити ефективність роботи учасників ринку [4] та операторів систем розподілу [5] в організованих сегментах ринку електричної енергії, а також оператора системи передачі під час організації роботи балансуєчого ринку електричної енергії України [6].

Мета статті. Опис удосконаленого методу декомпозиції графіків сумарного електричного навантаження з урахуванням чинників впливу на нього задля підвищення точності результатів короткострокового прогнозування (КСП) СЕН.

Опис моделі. Оскільки на значення СЕН впливає декілька різнорідних чинників: внутрішні (технологічні) й зовнішні (метеорологічні, астрономічні тощо), для визначення міри впливу того чи іншого чинника доцільно проводити декомпозицію графіків годинних перерізів СЕН і прогнозувати кожен складову окремо залежно від чинника впливу на неї.

У цій моделі для декомпозиції графіків СЕН на температурну й базову складові застосовано метод Гільберта-Хуанга [7]. Цей метод є перспективним для дослідження нелінійних та нестационарних процесів. Класичний алгоритм методу Гільберта-Хуанга виглядає так:

1. Пошук у кривій СЕН годинного перерізу $P(x)$ локальних екстремумів, групування окремо локальних мінімумів та максимумів СЕН.

2. Побудова оригінальних кривих шляхом інтерполяції кривих локальних мінімумів $ub(xb)$ та максимумів $ut(xt)$. Оскільки кількість точок в оригінальних кривих може суттєво відрізнятися, необхідно інтерполювати (за допомогою кубічних сплайнів) та екстраполювати (за допомогою методу Брауна першого порядку) їхні функції на всьому об'ємі вибірки $ub(x)$ та $ut(x)$ відповідно там, де x змінюється від 1 до n – об'єм вибірки.

3. Тоді перша складова m знаходиться як середнє значення між функціями $ub(x)$ та $ut(x)$ (1):

$$m_i = \frac{ub_i + ut_i}{2}. \quad (1)$$

4. Друга складова c_k (k – номер ітерації) є різницею між значеннями повного навантаження та першою складовою.

5. На наступних ітераціях $y(x)$ приймає значення m_{k-1} й алгоритм 1-4 продовжується доти, доки кількість локальних мінімумів або максимумів не буде меншою ніж 2.

Так, у роботі [8] описаний метод використано для попередньої обробки даних при однофакторному прогнозуванні із застосуванням нейронних мереж.

У розробленій моделі цей алгоритм адаптовано задля відповідності результатів декомпозиції реальному процесові впливу зміни температури на СЕН. Зокрема виконано такі зміни:

1. Під час розрахунків використовується лише оригінальна крива локальними мінімумами графіка СЕН, у такий спосіб здебільшого базова та температурна складові мають додатні значення, крім того, визначається межа «зони нечутливості» за температур, нижче якої температурна складова рівна нулю.

2. Після кожної ітерації виділені складові c_k додаються, й розраховується коефіцієнт кореляції між сумою виділених складових $\sum c_k$ та температурою повітря, він є додатковою умовою для зупинки циклу декомпозиції.

Задля прогнозування температурної складової використовується поліноміальна регресія з підбором оптимальних степеня та моделі (2):

$$P = \sum_{i=0}^m a_i t^i \quad (2)$$

де i змінюється від 0 до оптимального степеня m , а – коефіцієнти поліноміального рівняння.

Ці коефіцієнти визначаються в такій послідовності: за допомогою матричного методу формується система алгебраїчних рівнянь (3). Оскільки матриця вхідних параметрів (значень температури повітря) $t\{[1], [t_i], [t_i^2] \dots [t_i^m]\}$ найчастіше є прямокутною, варто застосувати матричні перетворення рівняння (3), тоді шукані коефіцієнти визначаються за рівнянням (4):

$$tA = P; \quad (3)$$

$$t^T tA = (t^T P) \quad (4)$$

Для підвищення універсальності методу розрахунку системи рівнянь (3), а саме уникнення випадків, коли матриця $t^T t$ не має оберненої, отримана система алгебраїчних рівнянь розв'язується за допомогою методу Гауса. Аналіз попередніх розрахунків показав, що достатнім є підбір степеня від 2 до 10. Водночас для кожного степеня відбувається вибір оптимальної моделі. Критерій мінімум середньої відносної похибки (MAPE) прийнято як цільова функція для вибору оптимальної моделі.

Оператором прогнозування базової складової СЕН використано метод канонічного розкладання випадкових процесів Пугачова [9]. Метод канонічного розкладання являє собою представлення функції $Pb(t)$ у вигляді:

$$Pb(t) = m_{pb}(t) + \sum_v V_v \varphi_v(t) \quad (5)$$

де $m_{pb}(t)$ – математичне очікування базової складової СЕН, V_v – деякі випадкові величини, математичне очікування яких рівне 0, $\varphi_v(t)$ – координатна функція, що розраховується за такою формулою:

$$\varphi_v(t) = \frac{1}{D_v} M(Pb(t)V_v) \quad (6)$$

де D_v – дисперсія масиву випадкових чисел; $Pb(t)$ – значення базової складової СЕН, центровані за середнім значенням (відхилення вихідної функції від середнього значення).

Масив випадкових чисел має задовольняти такі умови:

$$M[V_v] = 0; \quad M[V_v V_m] = 0 \quad (m \neq v) \quad (7)$$

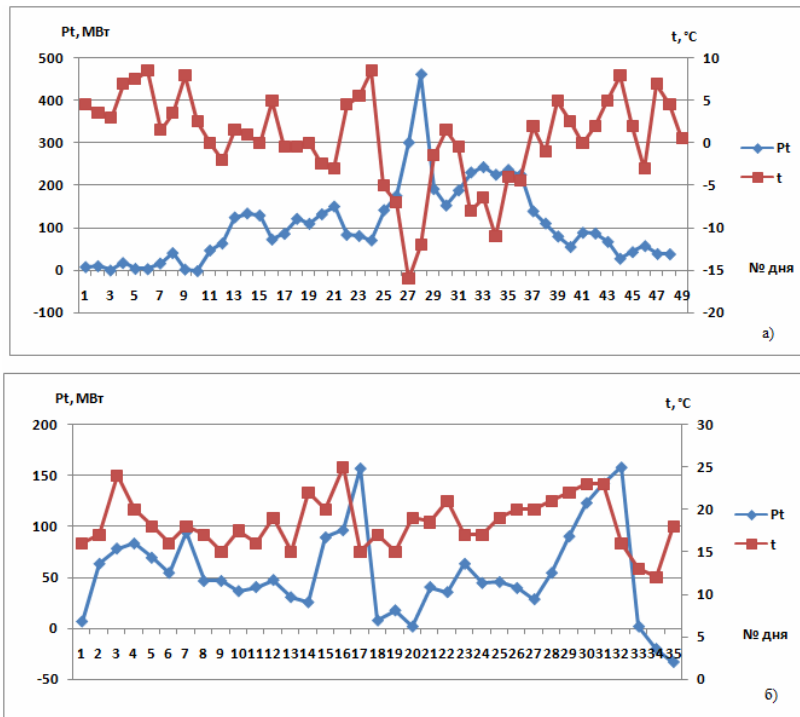
Випадкові числа були отримані за допомогою генератора білого шуму.
Прогнозування базової складової СЕН виконується за формулою:

$$Pb(t+1) = m_{pb}(t) + \varphi v(t)V_v \quad (8)$$

Синтез прогнозного графіка виконується як алгебраїчна сума температурної й базової складових у кожній годині добового графіка.

Аналіз результатів. Дослідження проведено за даними Київенерго за зимовий період з 01.11.2015 до 31.03.2016 та за літній період з 01.06.2015 до 31.08.2015. Обидві вибірки мають погодинну дискретність та містять виключно робочі дні з вівторка до четверга. Дані щодо температури повітря були отримані з відкритих джерел для міста Києва з дискретністю 3 години, тому для отримання погодинних значень було проведено інтерполяцію цих даних.

На рисунку зображено графіки температурної складової й температури повітря для 12-годинного перерізу обох вибірок, де чітко спостерігається обернений (для зимового) й прямий (для літнього періоду) кореляційний зв'язок. Тестування математичної моделі проводилося для декількох днів, для літнього періоду – на чотири дні, для зимового – на три дні. Для оцінювання похибки прогнозу використовується значення MAPE. Результати прогнозування наведені в таблиці.



| Прогнозні дні | Літній період | | | | Зимовий період | | |
|---------------|---------------|------|------|------|----------------|------|------|
| | 1 | 2 | 3 | 4 | 1 | 2 | 3 |
| MAPE, % | 1,95 | 1,46 | 1,65 | 1,89 | 1,98 | 1,88 | 3,15 |

Висновки. За результатами виконаних досліджень та виконання декомпозиції графіків СЕН (окремо для кожного зрізу) за допомогою методу Гільберта-Хуанга із запропонованими та внесеними змінами для розв'язання поставленого завдання отримано температурну складову, що має тісний кореляційний зв'язок із температурою повітря, що сприяє побудові більш точної регресійної залежності для її прогнозування. Використання запропонованого методу дає змогу забезпечити похибку результатів КСП СЕН у межах 1,5...3,15 %.

Фінансується за держбюджетною темою «Науково-технічні засади розвитку та керуваності сегменту розосереджених джерел енергії в структурі генеруючих потужностей електроенергетичних систем» (шифр

«СЕГМЕНТ»), що виконується за Постановою Бюро ВФТПЕ НАН України, протокол №11 від 04.07.2017 р. Державний реєстраційний номер роботи 0117U007711. КПКВК 6541030.

1. Про ринок електричної енергії: Закон України від 13.04.2017 №2019-VIII.
2. Ivanov H., Blinov I., Parus Y. Simulation Model of New Electricity Market in Ukraine. *IEEE 6th International Conference on Energy Smart Systems*. 2019. DOI: <https://doi.org/10.1109/ESS.2019.8764184>
3. Черненко П., Сичова В. Удосконалення алгоритму визначення впливу температури повітря на сумарне електричне навантаження енергосистеми для підвищення точності короткострокового прогнозування. *Технічна електродинаміка*. 2021. № 2, С. 77–83. DOI: <https://doi.org/10.15407/techmed2021.02.077>
4. Блінов І.В., Мірошник В.О., Шиманюк П.В. Короткостроковий інтервальный прогноз сумарного відпуску електроенергії виробниками з відновлювальних джерел енергії. *Праці Інституту електродинаміки НАН України*. 2019. Вип. 54. С. 5–12. DOI: <https://doi.org/10.15407/publishing2019.54.005>
5. Блінов І.В., Мірошник В.О., Шиманюк П.В. Оцінка вартості похибки прогнозу «на добу наперед» технологічних втрат в електричних мережах України. *Технічна електродинаміка*. 2020. № 5. С 70–73.
6. Постанова НКРЕКП «Про затвердження Правил ринку» № 307 від 14.03.2018. DOI: <https://doi.org/10.15407/techmed2020.05.070>
7. Huang N. E., Shen Z., Long S. R., Wu M. C., Shih H. H., Zheng Q., Yen N.-C., Tung C. C., and Liu H. H. [The empirical mode decomposition and the Hilbert spectrum for nonlinear and non-stationary time series analysis](#). *Proc. R. Soc. Lond. A*. 1998. Vol. 454. Pp. 903–995. DOI: <https://doi.org/10.1098/rspa.1998.0193>
8. Курбачкий В. Г., Сидоров Д. Н., Спиряев В. А., Томин Н. В. О нейросетевом подходе к прогнозированию нестационарных временных рядов на основе преобразования Гильберта–Хуанга. *Автомат. и телемех.* 2011. Вып. 7. С. 58–68.
9. Пугачев В.С. Теория случайных функций и ее применение к задачам автоматического уравнения. М. : Гос. изд-во физ.-мат. лит. 1962. 883 с.

APPLICATION OF DECOMPOSITION METHODS IN SHORT-TERM FORECASTING OF OVERALL ELECTRIC LOAD OF ENERGY SYSTEM

I.V. Blinov, V.V. Sychova

Institute of Electrodynamics of the National Academy of Sciences of Ukraine,

pr. Peremohy, 56, Kyiv, 03057, Ukraine

e-mail: blinovigor81@gmail.com , shorl@ukr.net

Based on the performed researches the method of decomposition of graphs of total electric loading of power system with application of a method of Hilbert-Huang is improved. This approach allows obtaining a homogeneous basic component of electrical load and temperature component, which has a close correlation with air temperature, which improves the accuracy of short-term forecasting. The results of testing the developed mathematical model are given. Ref. 9, figure, table.

Keywords: short-term forecasting, electric load, decomposition, Hilbert-Huang method.

1. On Electricity Market: The Law of Ukraine. No. 2019-VIII of 13.04.2017.
2. Ivanov H., Blinov I., Parus Y. Simulation Model of New Electricity Market in Ukraine. *IEEE 6th International Conference on Energy Smart Systems*. 2019. DOI: <https://doi.org/10.1109/ESS.2019.8764184>
3. Chernenko P., Sychova V. 2021. Improving the algorithm for determining the effect of air temperature on the overall electrical load of the power system to improve the accuracy of short-term forecasting. *Tekhnichna elektrodynamika*. 2021. No 2. Pp. 77–83. (Ukr) DOI: <https://doi.org/10.15407/techmed2021.02.077>
4. Blinov I.V., Miroshnyk V.O., Shymaniuk P.V. Short-term interval forecast of total electricity generation by renewable energy sources producers. *Pratsi Instytutu elektrodynamiky NAN Ukrainy*. 2019. Vol. 54. Pp. 5–12. (Ukr) DOI: <https://doi.org/10.15407/publishing2019.54.005>
5. Blinov I., Miroshnyk V., Shymaniuk P. The cost of error of "day ahead" forecast of technological losses of electrical energy. *Tekhnichna elektrodynamika*. 2020. No 5. Pp. 70–73. (Ukr) DOI: <https://doi.org/10.15407/techmed2020.05.070>
6. NEURC's Resolution On Approval of Market Rules. No. 307. 14. 03.2018.
7. Huang N. E., Shen Z., Long S. R., Wu M. C., Shih H. H., Zheng Q., Yen N.-C., Tung C., and Liu H. H. [The empirical mode decomposition and the Hilbert spectrum for nonlinear and non-stationary time series analysis](#). *Proc. R. Soc. Lond. A*. 1998. Vol. 454. Pp. 903–995. DOI: <https://doi.org/10.1098/rspa.1998.0193>
8. Kurbatskyi V.H., Sydorov D.N., Spyrjaev V.A., Tomyn N.V. On a neural network approach to forecasting non-stationary time series based on the Hilbert-Huang transform. *Avtomat. and telemekh.* 2011. Vol. 7. Pp. 58–68. (Rus)
9. Puhachev V.S. The theory of random functions and its application to problems of automatic equations. Moskva: Hos. yzd-vo fiz.-mat. lyt., 1962. 883 p. (Rus)

Надійшла: 07.06.2021

Received: 07.06.2021

ПАРАМЕТРИЧНА ОПТИМІЗАЦІЯ РЕЖИМІВ РОБОТИ МАГІСТРАЛЬНИХ ЕЛЕКТРИЧНИХ МЕРЕЖ ЗА КРИТЕРІЄМ ВТРАТ АКТИВНОЇ ПОТУЖНОСТІ

В.В. Кучанський*, канд. техн. наук, **Д.О. Малахатка****, канд. техн. наук

Інститут електродинаміки НАН України,
пр. Перемоги, 56, Київ, 03057, Україна,
e-mail: kuchanskiyvladislav@gmail.com

Показано, що застосування керованих шунтувальних реакторів дає змогу на базі ліній електропередач надвисокої напруги створювати керовані електропередачі нового покоління типу FACTS, які відповідають необхідним вимогам сучасних енергетичних систем та об'єднань. Проаналізовано типові режими роботи лінії електропередачі надвисокої напруги зі встановленими керованими шунтувальними реакторами. Визначено, що встановлення керованих шунтувальних реакторів знижує втрати активної потужності, тим самим підвищуючи пропускну здатність. Показано ефективність застосування керованих шунтувальних реакторів як заходів поперечної компенсації в лініях електропередачі надвисокої напруги. Доведено, що завдяки плавній зміні споживання надлишкової реактивної потужності лінії електропередачі досягається нормалізація значень напруги та відповідно зниження сумарних втрат потужності. Встановлено можливість і доцільність застосування керованих шунтувальних реакторів для оптимізації режиму магістральної електричної мережі з лініями надвисокої напруги за напругою і реактивною потужністю. Бібл. 9, рис. 3, табл. 3.

Ключові слова: керовані шунтувальні реактори, FACTS, сумарні втрати активної потужності, зарядна потужність.

Однією з основних технічних проблем розвитку сучасних електроенергетичних систем є проблема управління режимами енергосистем та зниження втрат потужності й енергії. Ефективне управління потоками потужності є актуальним завданням експлуатації електроенергетичних систем. На сьогодні на основі сучасної силової електроніки розроблено ефективні пристрої гнучких ліній електропередач FACTS для гнучкого управління режимами енергосистем. Одним із характерних прикладів пристроїв FACTS є керовані шунтувальні реактори (КШР) та статичні синхронні компенсатори (СТАТКОМ), які в енергосистемах виконують широкий спектр завдань [1, 2]. Наведені пристрої виконують завдання перетворення електричної мережі з пасивного елемента передавання електроенергії в активний, що забезпечує управління режимами роботи магістральної електричної мережі.

У роботах [3, 4] на основі принципу найменшої дії розглядаються передумови максимально можливого зниження втрат електроенергії під час її транспортування та розроблений метод розрахунку втрат від транзитних перетоків, що ґрунтується на використанні алгоритмів і програм аналізу ustalених режимів електроенергетичних систем. Також є роботи, у яких представлено алгоритм вибору оптимальних місць установки додаткових компенсуювальних пристроїв із метою зниження втрат потужності в електричних мережах [5], і такі, у яких оптимізація режимів роботи магістральних електричних мереж виконується на основі нейронних мереж [6], генетичних алгоритмів [7] та оптимізація на основі біогеографії [8], а також детермінованих, гібридних та евристичних методів [9].

Як видно з літературного огляду, проблема оптимізації режимів роботи магістральних електричних мереж є достатньо добре дослідженою, але в роботах не розглядається, наприклад, можливість застосування пристроїв FACTS для зменшення втрат активної потужності за використання параметричної оптимізації режимів роботи магістральних електричних мереж за критерієм втрат активної потужності.

Мета роботи – обґрунтування ефективності застосування керованих шунтувальних реакторів проти традиційних некерованих засобів компенсації реактивної потужності в лініях електропередачі надвисокої напруги 750 кВ у разі параметричної оптимізації.

З огляду на вищезазначене майже всі країни відмовилися від ШР, що зумовлює необхідність аналізу способу передачі електроенергії по лініях у разі встановлення КШР або

СТАТКОМ. Таким чином, практична можливість використання КШР для ліній електропередачі є перспективним заходом щодо підвищення ефективності магістральних електричних мереж.

Ступінь компенсації зарядної потужності визначається таким виразом:

$$K = -\frac{n}{\omega^2 C_n l L_P}, \quad (1)$$

де L_P – індуктивність керованого шунтувального реактора; n – кількість груп керованих шунтувальних реакторів; ω – кутова швидкість; C_n – питома ємність лінії електропередачі надвисокої напруги (ЛЕП НВН), яка розраховується за формулою $C_n = C_3 + 3C_M$, C_3 – ємність між фазою та землею, C_M – міжфазна ємність; l – довжина лінії.

Отже, за допомогою КШР змінюється ступінь компенсації зарядної потужності, що наближає потужність до натуральної, за якої передається виключно активна потужність. На рис. 1 наведено залежність ступеня компенсації зарядної потужності від довжини лінії в разі застосування різної кількості груп ШР.

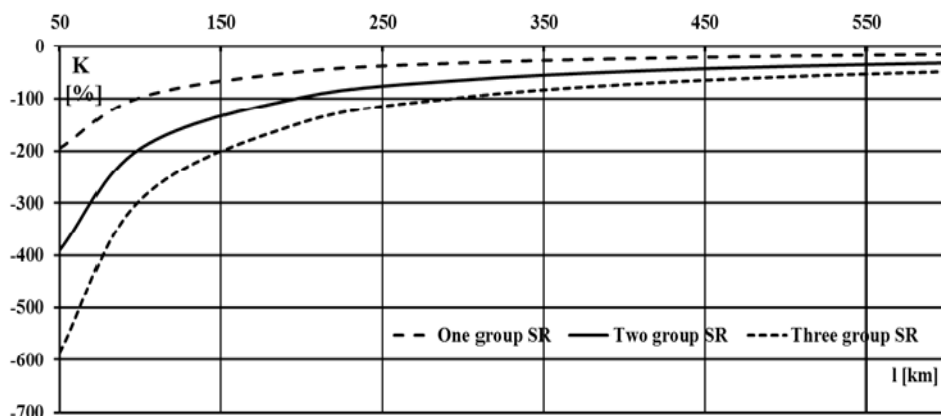


Рис. 1

Реальний ефект зниження втрат активної потужності, викликаний заміною некерованих реакторів на керовані або на СТАТКОМ, виявляється настільки значним, що тільки ця обставина дає змогу отримати дуже малий термін окупності додаткових витрат на встановлення керованих пристроїв компенсації (КПК) реактивної потужності. Нижче ми наводимо цю методику на прикладі лінії електропередачі класу 750 кВ для двох випадків – коли КШР або СТАТКОМ встановлюються на проміжній підстанції (рис. 2).

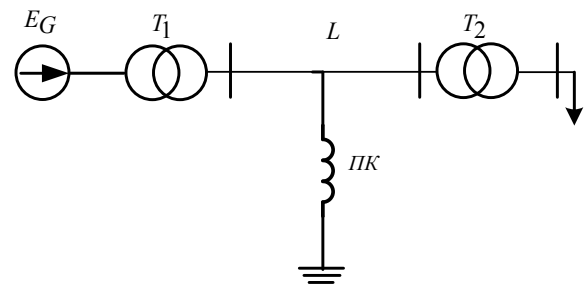


Рис. 2

Для отримання еквівалентних параметрів передачі з урахуванням шунтувальних реакторів (ШР) представимо схему у вигляді трьох послідовно з'єднаних чотиріполюсників. У такому випадку параметри еквівалентного чотиріполюсника визначимо як:

$$\begin{bmatrix} A_{eq} & B_{eq} \\ C_{eq} & D_{eq} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos \lambda & jz_w \sin \lambda \\ j \frac{\sin \lambda}{z_w} & \cos \lambda \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ -jb_{ПК} & 1 \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} \cos \lambda & jz_w \sin \lambda \\ j \frac{\sin \lambda}{z_w} & \cos \lambda \end{bmatrix}, \quad (2)$$

де A_{eq} , B_{eq} , C_{eq} , D_{eq} – узагальнені параметри еквівалентного чотиріполюсника; λ – хвильова довжина лінії; z_w – хвильовий опір ЛЕП НВН, $b_{ПК}$ – провідність пристрою компенсації (ПК).

Після перетворень отримуємо поздовжні лінії параметрів (включаючи параметри ПК):

$$\dot{V}eq = jz_w \sin 2\lambda + jb_{ПК} \sin^2 \lambda . \quad (3)$$

У відносних одиницях:

$$Veq = \sin 2\lambda + b_{ПК}^* \sin^2 \lambda , \quad (4)$$

де $b_{ПК}^*$ провідність ПК у відносних одиницях:

$$b_{ПК}^* = 2tg \frac{\lambda}{2} . \quad (5)$$

Вираз для визначення кута δ на ділянці:

$$\delta = \frac{\pi b_{ПК}^*}{4} . \quad (6)$$

Вираз для визначення напруги в місці установки ПК

$$U_{ПК}^* = \frac{\sin(\lambda)}{\sin(\delta)} . \quad (7)$$

Вираз для визначення реактивної потужності ПК (через кутові характеристики потужності):

$$Q_{ПК}^* = 2 \frac{U_{ПК}^*}{\sin \lambda} (\cos \delta - U_{ПК}^* \cos \lambda) . \quad (8)$$

Втрати активної потужності на ділянці λ у разі встановлення ШР:

$$\Delta P_{ШР}^* = \frac{(P^{*2} + (Q_{ПК}^* / 2)^2) r_0 l}{U_{ПК}^{*2} n z_w} , \quad (9)$$

де n – кількість розщеплених проводів фази; r_0 – радіус одного нерозщепленого проводу фази; l – довжина лінії.

У разі встановлення КШР або СТАТКОМ $U_{КПК}^* = 1$, $Q_{КПК}^* = 0$ внаслідок того, що по лінії передається натуральна потужність без втрат потужності в реактивних елементах:

$$\Delta P_{КПК}^* = \frac{P^{*2} r_0 l}{U_{КПК}^{*2} n z_w} . \quad (10)$$

Різниця у втратах в іменованих одиницях (на довжину 2λ):

$$\Delta P^* = \Delta P_{ШР}^* - \Delta P_{КПК}^* . \quad (11)$$

Врахуємо втрати активної потужності в ШР з розрахунку 0,5 МВт на 3 фази; втратами в КПК в режимі передачі натуральної потужності знехтуємо.

$$W = \Delta P \tau , \quad (12)$$

де τ – час максимальних втрат лінії.

Вартість цих втрат за питомої вартості 50 дол. за МВт год становить:

$$C = W \cdot 50 . \quad (13)$$

Питому вартість ШР приймемо 10 дол. за 1 кВАр, КШР – 20 дол. за 1 кВАр, СТАТКОМ – 50 дол. за 1 кВАр:

Вартість ШР становить:

$$C_{ШР} = C_{ПВ}^{ШР} \cdot Q_{ПК}^* \cdot 10^3 + C_{ВС}^{ШР} , \quad (14)$$

де $C_{ПВ}^{ШР}$ – питома вартість за 1 кВАр ШР; $C_{ВС}^{ШР}$ – вартість встановлення ШР.

Вартість КШР становить

$$C_{КШР} = C_{ПВ}^{КШР} \cdot Q_{КПК}^* \cdot 10^3 + C_{ВС}^{КШР} , \quad (15)$$

де $C_{ПВ}^{КШР}$ – питома вартість за 1 кВАр КШР; $C_{ВС}^{КШР}$ – вартість встановлення КШР.

Вартість СТАТКОМ складає

$$C_{СТАТКОМ} = C_{ПВ}^{СТАТКОМ} \cdot Q_{КПК}^* \cdot 10^3 + C_{ВС}^{СТАТКОМ} , \quad (16)$$

де $C_{ПВ}^{СТАТКОМ}$ – питома вартість за 1 кВАр СТАТКОМ; $C_{ВС}^{СТАТКОМ}$ – вартість встановлення СТАТКОМ.

Витрати на установку $C_{КШР}$ (КШР чи СТАТКОМ) замість ШР окупаються тільки внаслідок зниження втрат у лінії та ШР за період:

$$\Delta C = \frac{C_{КШР} - C_{ШР}}{C}. \quad (17)$$

У табл. 1 наведено вартісні показники ПК та результати розрахунку терміну окупності в разі встановлення КШР чи СТАТКОМ.

Таблиця 1

| Параметри ПК | Пристрій компенсації реактивної потужності | | |
|----------------------------------|--|-----|---------|
| | ШР | КШР | СТАТКОМ |
| Потужність, МВАр | 330 | | ±330 |
| Вартість, млн.дол. | 3.3 | 6.6 | 16.5 |
| Вартість, встановлення, млн.дол. | 0.1 | 0.1 | 0.15 |
| Термін окупності, роки | 1.1 | 2.2 | 4.5 |

Як видно з табл. 1, у разі встановлення КШР тієї ж самої потужності порівняно зі СТАТКОМ досягається менший термін окупності.

Одним із заходів, що забезпечує зниження втрат електроенергії, є оптимізація режимів роботи ЛЕП НВН за напругою та реактивною потужністю. У такій постановці проблеми ЛЕП НВН розглядаються ізольовано для трьох найбільш розповсюджених режимів: мінімальний, максимальний та експлуатаційний робочий режим передавання потужності. Аналітичні вирази для визначення втрат активної потужності в лінії електропередач містять складові втрат холостого ходу та короткого замикання [5–7]. Останні відповідно прямо та обернено пропорційні квадрату напруги на шинах кінцевих підстанцій, що зумовлює можливість вибору оптимального рівня напруги. Це забезпечує мінімум суми складових цих втрат.

Аналіз режимів роботи ЛЕП НВП з керованими шунтувальними реакторами показав, що в разі застосування КШР відбувається компенсація зарядної потужності та регулювання потоку потужності. У такому випадку втрати активної потужності запишемо:

$$\begin{aligned} \Delta P = & \left[\left(\frac{GR - (B + B_{reac})X}{2} + 1 \right) (2G^2R - 2G(B + B_{reac})X + 8G) + \right. \\ & \left. + \frac{GX + (B + B_{reac})R}{2} (2G(B + B_{reac})R + 2G^2X) \right] U^2 + \\ & + \left[\left(\frac{GR - (B + B_{reac})X}{2} + 1 \right) R + \frac{GX + (B + B_{reac})R}{2} X \right] \frac{P^2 + Q^2}{U^2} - \\ & - 2P \left[\frac{(GX + (B + B_{reac})R)^2}{2} + R(2G^2R - 2G(B + B_{reac})X + 8G) \right] + \\ & + \left[2 \left[X(2G^2R - 2G(B + B_{reac})X + 8G) - \left(\frac{GR - (B + B_{reac})X}{2} + 1 \right) \frac{GX + (B + B_{reac})R}{2} \right] \right] Q, \text{ мВт} \end{aligned} \quad (18)$$

де R – активний опір Ом; X – індуктивний опір Ом; G – активна провідність, См; B – реактивна провідність, См; U – номінальна напруга, кВ; P – активна потужність МВт, Q – реактивна потужність, МВАр.

Зі свого боку напруга та реактивна потужність залежать від кількості та складу компенсуювальних пристроїв зарядної потужності лінії. Під час регулювання режиму роботи ЛЕП НВН необхідно виконати мінімізацію функції втрат потужності (18) за незалежними режимними параметрами, яка дає змогу отримати умови оптимального регулювання потоків реактивної потужності лінії електропередачі, потужності КШР та напруги в точці підключення.

$$\frac{\partial \Delta P(Q, U, B_{reac})}{\partial U} = 0, \frac{\partial \Delta P(Q, U, B_{reac})}{\partial B_{reac}} = 0, \frac{\partial \Delta P(Q, U, B_{reac})}{\partial Q} = 0. \quad (19)$$

Аналіз втрат активної потужності ΔP з встановленими двома групами ШР або КШР проводиться для ЛЕП НВН з такими параметрами: $l = 400$, км – довжина лінії, $U = 750$, кВ – номінальна напруга лінії, конструкція фази проводу 4хАС-400/93, що характеризується такими параметрами: $r_0 = 0.019$ Ом/км; $x_0 = 0.289$ Ом/км; $g_0 = 0.0325$ мкСм/км; $b_0 = 4.13$ мкСм/км.

Для аналізу втрат потужності була складена система рівнянь для знаходження оптимальних значень B_{reac} , Q , U :

$$\left\{ \begin{array}{l} 2U \left[\left(\frac{GR - (B + B_{reac})X}{2} + 1 \right) (2G^2R - 2G(B + B_{reac})X + 8G) + \right. \\ \left. + \frac{GX + (B + B_{reac})R}{2} (2G(B + B_{reac})R + 2G^2X) \right] - \\ \frac{2(P^2 + Q^2) \left[R \left(\frac{GR - (B + B_{reac})X + 2}{2} \right) + X \left(\frac{(B + B_{reac})R + GX}{2} \right) \right]}{U^3} = 0 \\ \left(\frac{R(2XG^2 + 2(B + B_{reac})RG) - X(8G + 2G^2R - 2(B + B_{reac})GX)}{2} + \right) U^2 - \\ \left(+ 2GR \left(\frac{(B + B_{reac})R + GX}{2} \right) - 2GX \left(\frac{GR - (B + B_{reac})X + 2}{2} \right) \right) \\ - P \left[2R \left(\frac{(B + B_{reac})R + GX}{2} \right) - 4GRX \right] - Q \left[4GX^2 + R \left(\frac{GR - (B + B_{reac})X + 2}{2} \right) - \right. \\ \left. - X \left(\frac{(B + B_{reac})R + GX}{2} \right) \right] = 0 \\ 2X(8G + 2G^2R - 2GX(B + B_{reac})) - 2 \left(\frac{R(B + B_{reac}) + GX}{2} \right) \left(\frac{GR - X(B + B_{reac}) + 2}{2} \right) + \\ + \frac{2Q \left[R \left(\frac{GR - X(B + B_{reac}) + 2}{2} \right) + X \frac{R(B + B_{reac}) + GX}{2} \right]}{U^2} = 0 \end{array} \right. \quad (20)$$

Треба зазначити, що зміни реактивної потужності у вузлах призводять до змін вузлових напруг мережі відповідно до (20). Наслідком цього так само є зміна втрат потужності в мережі, як це видно з (18). Водночас зміни реактивної потужності мають відповідати наявному діапазону регулювання джерел і не спричиняти неприпустимих відхилень напруги у вузлах мережі:

$$\begin{aligned} Q_{\min} \leq Q_i \leq Q_{\max}; \\ 0.95U_{\text{ном}} \leq U_i \leq 1.05U_{\text{ном}} \end{aligned} \quad (21)$$

Для перевірки отриманих значень B_{reac} , Q , U за умовою мінімуму функції $\Delta P(Q, U, B_{reac})$ спочатку потрібно знайти всі часткові похідні 2-го порядку, обчислити їх у точці й скласти матрицю Гессе:

$$H = \begin{bmatrix} \frac{\partial^2 \Delta P(B_{reac}, U, Q)}{\partial B_{reac}^2} & \frac{\partial \Delta P(B_{reac}, U, Q)}{\partial B_{reac} \partial Q} & \frac{\partial \Delta P(B_{reac}, U, Q)}{\partial B_{reac} \partial U} \\ \frac{\partial \Delta P(B_{reac}, U, Q)}{\partial Q \partial B_{reac}} & \frac{\partial^2 \Delta P(B_{reac}, U, Q)}{\partial Q^2} & \frac{\partial \Delta P(B_{reac}, U, Q)}{\partial Q \partial U} \\ \frac{\partial \Delta P(B_{reac}, U, Q)}{\partial U \partial B_{reac}} & \frac{\partial \Delta P(B_{reac}, U, Q)}{\partial U \partial Q} & \frac{\partial^2 \Delta P(B_{reac}, U, Q)}{\partial U^2} \end{bmatrix}. \quad (22)$$

Умови, за яких кутові мінори матриці Гессе (22) задовольняють умову мінімуму функції (17) за значень B_{reac} , Q , U :

$$\delta_1 = \frac{\partial^2 \Delta P(B_{reac}, U, Q)}{\partial B_{reac}^2} > 0; \quad (23)$$

$$\delta_2 = \begin{vmatrix} \frac{\partial^2 \Delta P(B_{reac}, U, Q)}{\partial B_{reac}^2} & \frac{\partial \Delta P(B_{reac}, U, Q)}{\partial B_{reac} \partial Q} \\ \frac{\partial \Delta P(B_{reac}, U, Q)}{\partial Q \partial B_{reac}} & \frac{\partial^2 \Delta P(B_{reac}, U, Q)}{\partial Q^2} \end{vmatrix} > 0; \quad (24)$$

$$\delta_3 = \begin{vmatrix} \frac{\partial^2 \Delta P(B_{reac}, U, Q)}{\partial B_{reac}^2} & \frac{\partial^2 \Delta P(B_{reac}, U, Q)}{\partial B_{reac} \partial Q} & \frac{\partial^2 \Delta P(B_{reac}, U, Q)}{\partial B_{reac} \partial U} \\ \frac{\partial^2 \Delta P(B_{reac}, U, Q)}{\partial Q \partial B_{reac}} & \frac{\partial^2 \Delta P(B_{reac}, U, Q)}{\partial Q^2} & \frac{\partial^2 \Delta P(B_{reac}, U, Q)}{\partial Q \partial U} \\ \frac{\partial^2 \Delta P(B_{reac}, U, Q)}{\partial U \partial B_{reac}} & \frac{\partial^2 \Delta P(B_{reac}, U, Q)}{\partial U \partial Q} & \frac{\partial^2 \Delta P(B_{reac}, U, Q)}{\partial U^2} \end{vmatrix} > 0. \quad (25)$$

Під час розрахунку кутових мінорів (23)–(25) перевірено отримані оптимальні значення B_{reac} , Q , U , за яких досягається мінімум $\Delta P(Q, U, B_{reac})$.

Для порівняльного аналізу застосування керованих та некерованих шунтувальних реакторів було складено систему рівнянь для знаходження оптимальних значень Q , U за фіксованого значення B_{reac} :

$$\left\{ \begin{aligned} & \left(\frac{R(2XG^2 + 2(B + B_{csr})RG) - X(8G + 2G^2R - 2(B + B_{csr})GX)}{2} + \right) U^2 - \\ & \left(+ 2GR \left(\frac{(B + B_{csr})R + GX}{2} \right) - 2GX \left(\frac{GR - (B + B_{csr})X + 2}{2} \right) \right) \\ & - P \left[2R \left(\frac{(B + B_{csr})R + GX}{2} \right) - 4GRX \right] - Q \left[\begin{aligned} & 4GX^2 + R \left(\frac{GR - (B + B_{csr})X + 2}{2} \right) - \\ & - X \left(\frac{(B + B_{csr})R + GX}{2} \right) \end{aligned} \right] = 0 \quad (26) \\ & 2X(8G + 2G^2R - 2GX(B + B_{csr})) - 2 \left(\frac{R(B + B_{csr}) + GX}{2} \right) \left(\frac{GR - X(B + B_{csr}) + 2}{2} \right) + \\ & + \frac{2Q \left[R \left(\frac{GR - X(B + B_{csr}) + 2}{2} \right) + X \frac{R(B + B_{csr}) + GX}{2} \right]}{U^2} = 0 \end{aligned} \right.$$

Для знаходження Q , U системи рівнянь (26) значення провідності B_{reac} змінювалося дискретно відключенням групи однофазних шунтувальних реакторів. У разі встановлення некерованих ШР так само складається матриця Гессе:

$$H = \begin{bmatrix} \frac{\partial^2 \Delta P(B_{reac}, U, Q)}{\partial Q^2} & \frac{\partial \Delta P(B_{reac}, U, Q)}{\partial Q \partial U} \\ \frac{\partial \Delta P(B_{reac}, U, Q)}{\partial U \partial Q} & \frac{\partial^2 \Delta P(B_{reac}, U, Q)}{\partial U^2} \end{bmatrix}. \quad (27)$$

Умови, за яких кутові мініори матриці Гессе (27) задовольняють умову мінімуму функції (18) за значень Q , U :

$$\delta_1 = \frac{\partial^2 \Delta P(B_{reac}, U, Q)}{\partial Q^2} > 0, \quad (28)$$

$$\delta_2 = \begin{vmatrix} \frac{\partial^2 \Delta P(B_{reac}, U, Q)}{\partial Q^2} & \frac{\partial \Delta P(B_{reac}, U, Q)}{\partial Q \partial U} \\ \frac{\partial \Delta P(B_{reac}, U, Q)}{\partial U \partial Q} & \frac{\partial^2 \Delta P(B_{reac}, U, Q)}{\partial U^2} \end{vmatrix} > 0. \quad (29)$$

Отримані оптимальні значення Q , U відповідають мінімуму функції $\Delta P(Q, U)$. У табл. 2 наведено отримані значення Q^{onm} , U^{onm} з відповідними значеннями ΔP у випадку встановлення некерованих ШР. Для порівняння оптимальні значення B_{reac} , Q , U наведено в табл. 2, що відповідають мінімальному значенню втрат активної потужності у випадку встановлення КШР $\Delta P(Q, U, B_{reac})$. Як видно з даних цієї таблиці, оптимальні значення U^{onm} відповідають наявному діапазону регулювання напруги (21).

Таблиця 2

| Випадок встановлення ШР | | | | Випадок встановлення КШР | | | |
|-------------------------|---------------------|-------------------|---------------------|--------------------------|---------------------|-------------------|---------------------|
| B_{reac} , См | Q^{onm} , МВАР | U^{onm} , кВ | ΔP , МВт | B_{reac}^{onm} , См | Q^{onm} , МВАР | U^{onm} , кВ | ΔP , МВт |
| -0.001066 | -210 | 735 | 22.686 | -0.0007 | -180 | 768 | 20.908 |
| -0.000533 | -300 | 741 | 23.015 | | | | |

Для параметричної оптимізації магістральної електричної мережі сумарні втрати активної потужності в магістральній електричній мережі (рис. 3) номінальної напруги 750 кВ описуються виразом

$$\Delta P_{\Sigma} = \sum_{i \in I} \sum_{j \in J} \Delta P_{ij}. \quad (30)$$

де ΔP_{ij} – втрати активної потужності лінії електропередачі, визначені за формулою (18); ij – номери підстанцій магістральної електричної мережі.

Рівняння стану еквівалентного чотириполосника:

$$\begin{bmatrix} A_{eq} & B_{eq} \\ C_{eq} & D_{eq} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} A_{L1} & B_{L1} \\ C_{L1} & D_{L1} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} A_{csr1} & B_{csr1} \\ C_{csr1} & D_{csr1} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} A_{L2} & B_{L2} \\ C_{L2} & D_{L2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} A_{csr2} & B_{csr2} \\ C_{csr2} & D_{csr2} \end{bmatrix} \times \\ \times \begin{bmatrix} A_{csr3} & B_{csr3} \\ C_{csr3} & D_{csr3} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} A_{L3} & B_{L3} \\ C_{L3} & D_{L3} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} A_{csr4} & B_{csr4} \\ C_{csr4} & D_{csr4} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} A_{L4} & B_{L4} \\ C_{L4} & D_{L4} \end{bmatrix}. \quad (31)$$

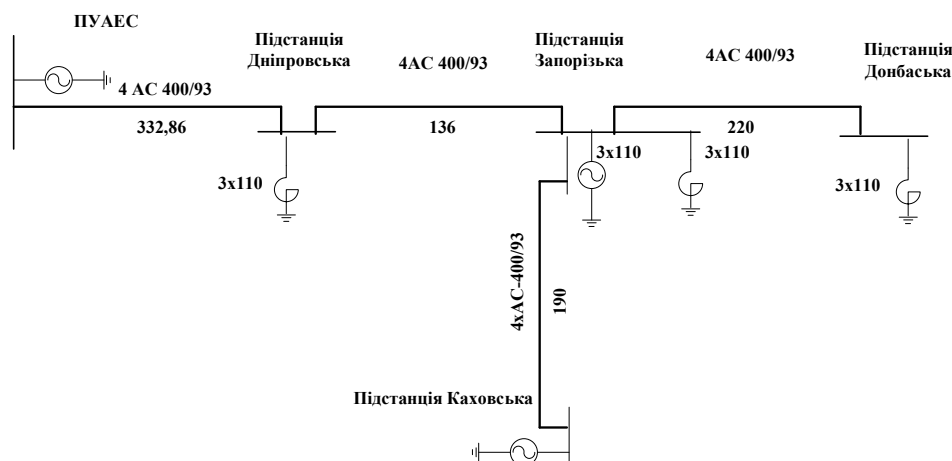


Рис. 3

Для визначення оптимальних значень B_{reac} , Q , U було застосовано той самий підхід, що і для параметричної оптимізації ЛЕП НВН. У випадку встановлення КШР використовується підхід (20)–(25), а для некерованих ШР – підхід (26)–(29).

Результати розрахунку втрат активної потужності зведено у табл. 3 для випадку встановлення КШР за оптимальних значень Q^{opt} , U^{opt} , B_{reac}^{opt} . Результати розрахунків Q^{opt} та U^{opt} для випадку встановлення ШР з дискретною зміною індуктивності наведені у таблиці 3.

Таблиця 3

| Випадок встановлення ШР | | | | Випадок встановлення КШР | | | |
|-------------------------|---------------------|-------------------|---------------------|--------------------------|---------------------|-------------------|---------------------|
| B_{reac} , См | Q^{opt} , МВАр | U^{opt} , кВ | ΔP , МВт | B_{reac}^{opt} , См | Q^{opt} , МВАр | U^{opt} , кВ | ΔP , МВт |
| -0.002665 | -210 | 735 | 165.005 | -0.0001 | -450 | 720 | 100.158 |
| -0.002132 | -100 | 744 | 147.58 | | | | |
| -0.001599 | 187 | 731 | 135.47 | | | | |
| -0.001066 | 268 | 748 | 127.58 | | | | |
| -0.000533 | 115 | 741 | 120.015 | | | | |

Висновки. Під час вибору засобів компенсації реактивної потужності перевагу віддано керованим шунтувальним реакторам, застосування яких дає змогу ефективно розв'язати проблему параметричної оптимізації за прийнятних економічних показників. Показано, що в такий спосіб отримуємо додаткове зменшення втрат у ЛЕП НВН за рахунок більш точної компенсації зарядної потужності. Зростання капітальних витрат у разі встановлення КШР замість традиційних ШР компенсується зменшенням втрат електроенергії в разі переходу від природного усталеного нормального режиму енергосистеми до оптимального, який реалізується за допомогою КШР. Попередня техніко-економічна оцінка проекту встановлення КШР у магістральній електричній мережі показала, що постійна складова капіталовкладень фактично не впливає на термін окупності, який може скласти близько двох років.

Фінансується за держбюджетною темою «Розробка заходів та технічних засобів компенсації неповнофазних режимів магістральних електричних мереж ОЕС України», що виконується відповідно до розпорядження Президії НАН України від 09.01.2020 №15. Державний реєстраційний номер роботи 0120U000148.

1. Kundul S., Ghosh T., Maitra K., Acharjee; P. Thakur S.S Optimal Location of SVC Considering Techno-Economic and Environmental Aspect. 2018 ICEPE 2nd International Conference on Power, Energy and Environment: Towards Smart Technology 1-2 June 2018 Shillong, India. Pp. 15–19. DOI: <https://doi.org/10.1109/EPETSG.2018.8658729>

2. Тугай Ю.І., Кучанський В.В., Тугай І.Ю. Застосування керованих пристроїв компенсації зарядної потужності ЛЕП НВН в електричних мережах. *Технічна електродинаміка*. 2021. № 1. С. 53–56. DOI: <https://doi.org/10.15407/techned2021.01.053>
3. Лежнюк П.Д., Кулик В.В., Нетребський В.В. Принцип найменшої дії в задачах оптимізації електроенергетичних систем. *Технічна електродинаміка*. 2006. № 3. С. 35–41.
4. Лежнюк П.Д., Кулик В.В., Бурькин А.Б. Определение и анализ потерь мощности от транзитных перетоков в электрических сетях энергосистем методом линеаризации. *Электрические сети и системы*. 2006. № 1. С. 5–11.
5. Веприк Ю.Н. Выбор оптимальных мест установки компенсирующих устройств в электрических сетях. Вестник Харьковского политехнического института. 2011. № 41. С. 36–41.
6. Mohamed A. H. E. Artificial neural network for reactive power optimization. *Neuromputing*, Dec. 1998. Vol. 23. No 1–3. Pp. 255–263. DOI: [https://doi.org/10.1016/S0925-2312\(98\)00081-2](https://doi.org/10.1016/S0925-2312(98)00081-2)
7. Lyubchenko V.Y. and Pavlyuchenko D.A. Reacive power and voltage control by genetic algorithm and artificial neural network. *International Journal on Technical and Physical Problems of Engineering*. Dec. 2009. Vol. 1. No 1. Pp. 23–26.
8. Bhattacharya A. and Chattopadhyay P. K. Solution of optimal reactive power flow using biogeography-based optimization. *International Journal of Electrical and Electronics Engineering*. 2010.
9. Liu C., Qin N., Xu Y. and Bak C. L A hybrid optimization method for reactive power and voltage control considering power loss minimization. *IEEE Eindhoven PowerTech*. 2015. Pp. 1–6. DOI: <https://doi.org/10.1109/PTC.2015.7232745> .

PARAMETRIC OPTIMIZATION OF OPERATING MODES OF BULK ELECTRICAL NETWORKS BY CRITERIA ACTIVE POWER LOSSES

V.V. Kuchansky, D.O. Malakhatka

Institute of Electrodynamics of the National Academy of Sciences of Ukraine,

pr. Peremohy, 56, Kyiv, 03057, Ukraine

e-mail: kuchanskiyvladislav@gmail.com, d.malakhatka@gmail.com

It is shown that the use of controlled shunt reactors enables, based on ultra-high voltage transmission lines, to create a controlled generation of new generation FACTS types that meet the requirements of modern power systems and combinations. Typical modes of operation of the high-voltage power line with installed controlled shunt reactors are analyzed. The efficiency of the use of controlled shunt reactors as measures of transverse compensation in ultrahigh voltage transmission lines is shown. The article shows that due to a smooth change in the consumption of excess reactive power of the transmission line, the normalization of the voltage values is achieved, and, accordingly, the total power losses are reduced. Ref. 9, fig. 3, tables 3.

Keywords: controlled shunt reactors, FACTS, total active power losses, charging power.

1. Kundul S., Ghosh T., Maitra K., Acharjee, P. Thakur S.S Optimal Location of SVC Considering Techno-Economic and Environmental Aspect. *2018 ICEPE 2nd International Conference on Power, Energy and Environment: Towards Smart Technology* 1-2 June 2018 Shillong, India. Pp. 15–19. DOI: <https://doi.org/10.1109/EPETSG.2018.8658729>
2. Tuhay Yu.I., Kuchansky V.V., Tuhay I.Yu. The Using Of Controlled Devices For The Compensation Of Charging Power On EHV Power Lines In Electric Networks. *Tekhnichna Elektrodynamika*. 2021. No 1. Pp. 53–56. (Ukr) DOI: <https://doi.org/10.15407/techned2021.01.053>
3. Lezhnyuk P.D., Kulik V.V., Netrebskiy V.V. The principle of the best action in the problems of optimization of power systems. *Tekhnichna Elektrodynamika*. 2006. No 3. Pp. 35–41.
4. Lezhnyuk P.D., Kulik V.V., Burykin A.B. Determination and analysis of power losses from transit flows in electrical networks of power systems using the linearization method. *Electric networks and systems*. 2006. No 1. Pp. 5–11.
5. Veprik Yu.N. Selecting the optimum installation locations of compensating devices in electric networks. *Reporter of the National Technical University Kharkiv Polytechnic Institute*. № 41. 2011. Pp. 36–41. (Rus)
6. Mohamed A. H. E. Artificial neural network for reactive power optimization. *Neuromputing*. Dec. 1998. Vol. 23. No. 1–3. Pp. 255–263. DOI: [https://doi.org/10.1016/S0925-2312\(98\)00081-2](https://doi.org/10.1016/S0925-2312(98)00081-2)
7. Lyubchenko V.Y. and Pavlyuchenko D.A. Reacive power and voltage control by genetic algorithm and artificial neural network. *International Journal on Technical and Physical Problems of Engineering*. Dec. 2009. Vol. 1. No 1. Pp. 23–26.
8. Bhattacharya A. and Chattopadhyay P. K.. Solution of optimal reactive power flow using biogeography-based optimization. *International Journal of Electrical and Electronics Engineering*. 2010.
9. Liu C., Qin N., Xu Y. and Bak C. L. A hybrid optimization method for reactive power and voltage control considering power loss minimization. *IEEE Eindhoven PowerTech*. 2015. Pp. 1–6. DOI: <https://doi.org/10.1109/PTC.2015.7232745>.

УДК 621.311:681.3

DOI: <https://doi.org/10.15407/publishing2021.59.081>

ПРОГНОЗУВАННЯ ЕЛЕКТРИЧНОГО НАВАНТАЖЕННЯ НА ІЄРАРХІЧНИХ РІВНЯХ ОЕС УКРАЇНИ З ВИКОРИСТАННЯМ НЕЙРОННОЇ МЕРЕЖІ ТИПУ LSTM

С.С. Лоскутов^{*}, П.В. Шиманюк^{**}

Інститут електродинаміки НАН України,
пр. Перемоги, 56, Київ, 03057, Україна
e-mail: loskutov.stepan1@gmail.com

Наведено результати дослідження однофакторного прогнозування сумарного електричного навантаження на трьох ієрархічних рівнях об'єднаної електроенергетичної системи (ОЕС) України з використанням рекурентних штучних нейронних мереж типу LSTM. На основі виконаних досліджень проаналізовано похибки прогнозування на кожному з ієрархічних рівнів електроенергетичної системи та запропоновано методи підвищення якості та стабільності прогнозів. Отримані результати є основою для виконання досліджень щодо оцінки точності прогнозування сумарного електричного навантаження в ОЕС України. Бібл. 9, рис. 4, таблиця.

Ключові слова: прогнозування, сумарне електричне навантаження, нейронні мережі, рекурентні нейронні мережі, LSTM.

Відомо, що для розв'язання технологічних задач планування режимів електроенергетичних систем заздалегідь виконується короткострокове прогнозування (КСП) сумарного електричного навантаження (СЕН) з горизонтом прогнозування від 1 до 7 діб. Сьогодні актуальність задач прогнозування СЕН підсилюється сучасними умовами функціонування ринку електричної енергії [1, 2], де точність прогнозів обумовлює рівень небалансів електричної енергії, що створюються різними учасниками ринку [3, 4]. Нині задача КСП об'єднаної електроенергетичної системи (ОЕС) України розв'язується на кожному з трьох ієрархічних рівнів незалежно. Переваги багаторівневого розв'язання цієї задачі вперше у вітчизняній практиці було наведено в роботі [5]. У роботі [6] сучасні методи ієрархічного прогнозування поділяються на дві групи: «знизу вгору» та «згори вниз». Перший підхід об'єднує прогнози з нижніх рівнів для прогнозу на кожен вищий рівень, а другий використовує тільки історичні дані з усіх рівнів для прогнозу. На основі цього можна стверджувати, що для підвищення точності прогнозування на верхньому рівні ієрархічної системи необхідно підвищити точність прогнозування на нижніх рівнях.

Метою роботи є опис розробленої прогновної моделі для кожного ієрархічного рівня ОЕС України та оцінювання результатів прогнозування задля підвищення точності на вищих рівнях шляхом ієрархічного багатфакторного підходу.

Сьогодні в багатьох публікаціях демонструються переваги використання методів штучного інтелекту над класичними статистичними моделями прогнозування. Так, наприклад, у роботі [7] розглянуто деякі статистичні методи та методи штучного інтелекту, які використовуються для прогнозування електричного навантаження, а також проаналізовано чинники, що впливають на точність прогнозів, запропоновано перехід до гібридних моделей, які об'єднують у собі дві або більше моделей. У роботі [8] показано, що для прогнозування навантаження поступово точнішими стають моделі нейронних мереж порівняно з множиною лінійною регресією, методом опорних векторів, «Ліс ухвалення рішень» (Random Forest) та іншими. Для перевірки ефективності методів короткострокового прогнозування різних типів навантаження (житлових, малих та середніх підприємств) було використано дані енергосистеми Ірландії. Отримані результати демонструють високу точність нейронних мереж порівняно з іншими методами, особливо для короткострокового прогнозування з передбаченням від 1 до 7 діб, де вони мають найбільшу перевагу.

Під час виконання досліджень для перевірки ефективності прогнозування різних ієрархічних рівнів побудовано модель на основі штучної нейронної мережі для кожного ієрархічного рівня ОЕС України, а саме:

- рівня оператора системи розподілу (ОСР);
- рівня регіональної енергосистеми оператора системи передачі (ОСП);
- рівня ОЕС України.

Апробація моделі проводилася на даних за період 2015-2016 років, які містять відомості ПАТ Київенерго, Центральної електроенергетичної системи НЕК УКРЕНЕРГО та ОЕС України.

Дані сумарного електричного навантаження являють собою часові ряди. Це показники, які збираються за деякий однаковий проміжок часу та відповідають деяким зразкам. У межах цієї публікації використано погодинні значення СЕН у МВт на кожному з наведених ієрархічних рівнів ОЕС України. Для моделювання обрано рекурентну штучну нейронну мережу, яка широко застосовується для задач прогнозування часових рядів.

Рекурентна нейронна мережа є вдосконаленою версією звичайної штучної нейронної мережі (багат шарового персептрона), яка містить зворотні зв'язки, що дають змогу зберігати інформацію. Одним із різновидів архітектури рекурентних мереж є LSTM (long short time memory) [9] мережа, яка здатна до навчання на довготривалих залежностях.

У пропонованій роботі було використано одношарову рекурентну нейронну мережу типу LSTM, до якої була додана двошарова повнозв'язна мережа. На вхід мережі подаються дані за два тижні з погодинною дискретністю. Вхідний шар має 24 нейрони, тобто на кожен нейрон LSTM шару подаються значення по кожній годині за попередні два тижні. У такий спосіб ми отримуємо послідовність, за якої вхідні дані на конкретну годину потрапляють на вхід до конкретного нейрона, який так само передає вихідні дані до наступного нейрона як за горизонталлю, так і за вертикаллю. Ця нейронна мережа реалізована мовою програмування Python. На рис. 1 зображено загальну архітектуру запропонованої нейронної мережі.



Рис. 1

Перед поданням даних на вхід мережі дані тренувальної вибірки було нормалізовано до вигляду від 0 до 1 за формулою (1). Дані тестової вибірки було нормалізовано таким самим чином, але використовуючи мінімальні та максимальні значення з тренувальної вибірки.

$$x_{i,j} = \frac{x_{i,j} - \min(x_j)}{\max(x_j) - \min(x_j)}, \quad (1)$$

де i – номер рядка, j – номер стовпця.

Мережа LSTM очікує, що вхідні дані будуть відповідати деякій структурі тривимірною масиву. Тому кращим варіантом є використання попередніх часових кроків у нашому часовому ряді як вхідних даних для прогнозування вихідних даних в наступний крок. Тобто на кожний нейрон подаються дані окремих часових проміжків, а через зворотний зв'язок інформація з попередніх кроків передається в наступні. У такий спосіб мережа приймає дані не тільки на конкретну годину, але й інформацію з попередніх часових кроків.

Прогнозування кожного з ієрархічних рівнів проводилося на описаній вище моделі штучної нейронної мережі, для кожного ієрархічного рівня окремо проводилося навчання на відповідних вибірках даних. Апробація результатів прогнозування проводилася на даних ДТЕК «Київські електромережі» та Центральної електроенергетичної системи НЕК «Укренерго» за період з 2015 до 2017 з погодинною дискретністю. Для навчання моделей використовувалися тренувальні вибірки однакової розмірності за період з 2 січня 2015 року до 22 серпня 2016 року. Тестові вибірки були розділені на літній та зимовий періоди. Літня вибірка містила дані за період з 22 серпня до 1 вересня, а зимова – з 22 до 31 грудня 2016 року. Як активаційна функція повнозв'язних шарів використовувалася функція RELU. В якості параметру оцінки використовувалася функція RMSE.

У таблиці наведено похибки прогнозу RMSE (квадратний корінь із середньоквадратичної похибки) у відсотках та в абсолютних значеннях для тестових вибірок.

| Ієрархічні рівні | Літній період, МВт | Літній період, % | Зимовий період, МВт | Зимовий період, % |
|-----------------------------------|--------------------|------------------|---------------------|-------------------|
| Рівень системи розподілу | 57,58 | 5,9 | 60,52 | 4,5 |
| Рівень регіональної енергосистеми | 98,3 | 3,8 | 75,1 | 2 |
| Рівень ОЕС України | 395 | 2,6 | 308,65 | 1,5 |

Графіки RMSE за літні та зимові періоди тестування представлені на рис. 2–4 для рівня ОСР, регіональної енергосистеми ОСП та рівня ОЕС України відповідно.

Із результатів розрахунків видно, що точність прогнозування підвищується з кожним вищим ієрархічним рівнем. Це обумовлено чинниками, які впливають на них. Зокрема, на нижні рівні впливає більша кількість чинників. Найменшу похибку демонструє прогноз зимового періоду. З наведених графіків видно, що на кожному вищому ієрархічному рівні похибка більш рівномірна без явних скосів.

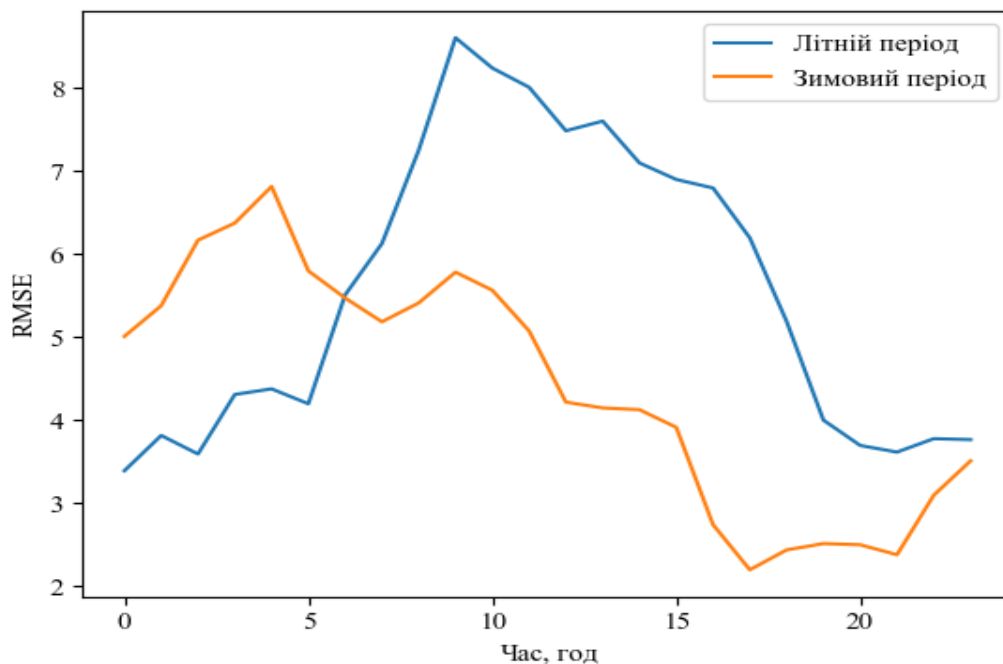


Рис. 2

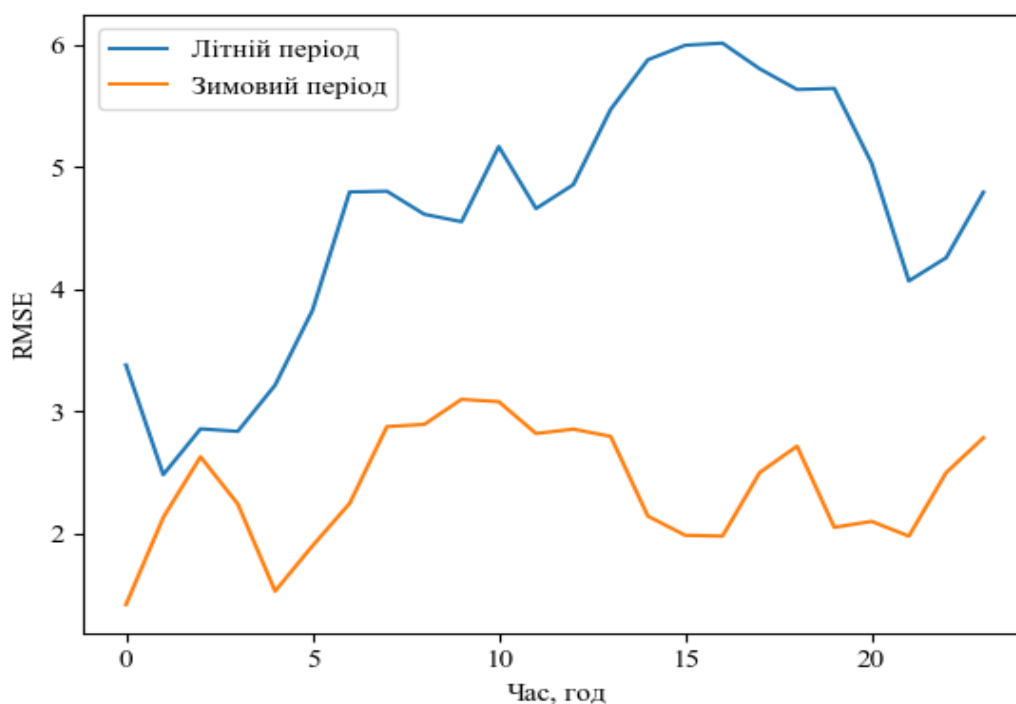


Рис. 3

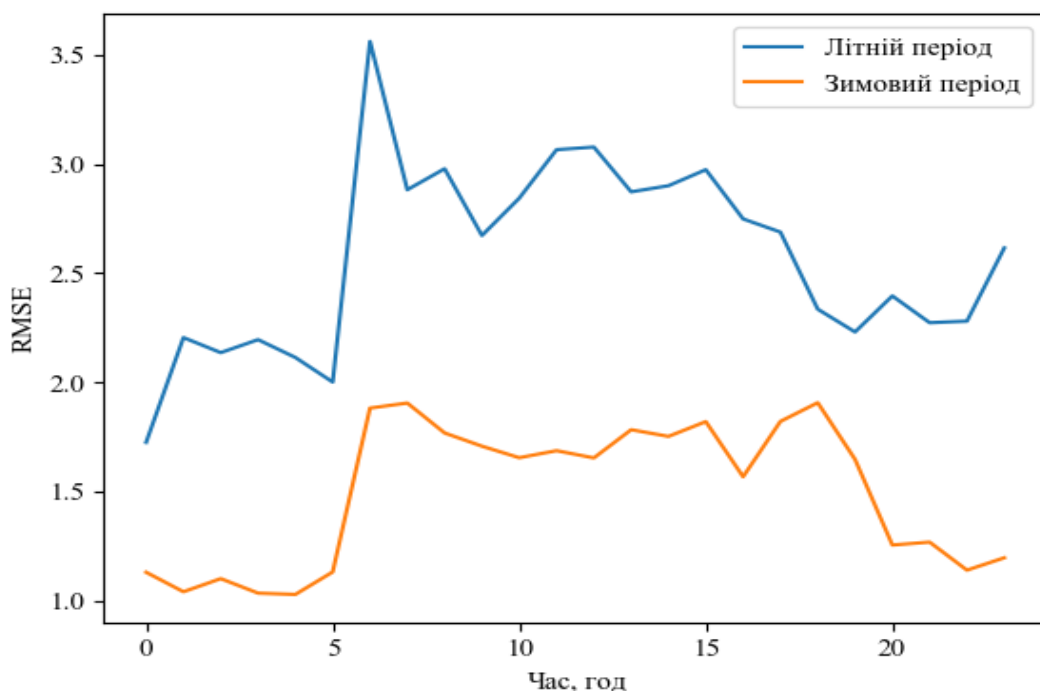


Рис. 4

Аналіз результатів прогнозування показав, що похибка прогнозу менша на зимовому періоді для всіх ієрархічних рівнів і знаходиться в межах 1.5...4.5 %, у той час як для літнього періоду похибка лежить у діапазоні 2.6...5.9 %. З кожним вищим рівнем похибка зменшується на обох періодах тестування. Це обумовлюється тим, що на нижні рівні впливає більша кількість зовнішніх чинників, тому він більш дисперсійний.

Висновки. Показано, що розроблена архітектура рекурентної нейронної мережі є ефективною під час прогнозування даних із різною розмірністю та на рівні ОЕС України забезпечує високу точність прогнозування, а саме – в межах 1.5...2.6 %. Для інших ієрархічних рівнів точність прогнозування знижується до 6 %. Отримані результати є основою для подальшого розвитку моделей прогнозування СЕН на основі запропонованої рекурентної нейронної мережі та підвищення точності на нижньому рівні ОЕС України через врахування зовнішніх чинників, зокрема таких як температура, хмарність, нерегулярні святкові та вихідні дні. Для підвищення точності на регіональному рівні та рівні ОЕС України доцільно враховувати результати прогнозів на нижчих ієрархічних рівнях з урахуванням перелічених зовнішніх чинників.

Роботу виконано за держбюджетною темою «Науково-технічні засади розвитку та керуваності сегменту розсо-середжених джерел енергії в структурі генеруючих потужностей електроенергетичних систем», (шифр «СЕГМЕНТ»), КПКВК 6541030.

1. Блінов І.В. Проблеми функціонування та розвитку ринку електричної енергії України. Вісник НАН України. 2021. № 3. С. 20–28. DOI: <https://doi.org/10.15407/visn2021.03.020>
2. Ivanov H., Blinov I., Parus Ye. Simulation Model of New Electricity Market in Ukraine. *IEEE 6th International Conference on Energy Smart Systems (ESS)*. 2019. Pp 339–342. DOI: <https://doi.org/10.1109/ESS.2019.8764184>.
3. Блінов І.В., Мірошник В.О., Шиманюк П.В. Короткостроковий інтервальний прогноз сумарного відпуску електроенергії виробниками з відновлювальних джерел енергії. *Праці Інституту електродинаміки НАН України*. 2019. Вип. 54. С. 5–12. DOI: <https://doi.org/10.15407/publishing2019.54.005>
4. Блінов І. В., Мірошник В. О., Шиманюк П.В. Оцінка вартості похибки прогнозу «на добу наперед» технологічних втрат в електричних мережах України. *Технічна електродинаміка*. 2020. № 5. С. 70–73. DOI: <https://doi.org/10.15407/techned2020.05.070>

5. Черненко П.О. Багаторівневе взаємозалежне прогнозування електричних навантажень енергооб'єднання. *Енергоефективність*. 2000. С. 99–104.
6. Seyedeh Narjes Fallah; Mehdi Ganjkhani; Shahaboddin Shamshirband. Computational Intelligence on Short-Term Load Forecasting: A Methodological Overview. MDPI 2019. DOI: <https://doi.org/10.3390/en12030393>
7. Yayu Peng, Yishen Wang, Xiao Lu, Haifeng Li, Di Shi, Zhiwei Wang, Jie Li Short-term load forecasting at different aggregation levels with predictability analysis. *IEEE Innovative Smart Grid Technologies - Asia (ISGT Asia)*, China, 2019. DOI: <https://doi.org/10.1109/ISGT-Asia.2019.8881343>
8. Tianhui Zhao, Jianxue Wang, Yao Zhang Day-Ahead Hierarchical Probabilistic Load Forecasting With Linear Quantile Regression and Empirical Copulas. DOI: <https://doi.org/10.1109/ISGT-Asia.2019.8881343>
9. Hochreiter S., Schmidhuber J. Long Short-term Memory. *Neural computation*. 1997. No 9. Pp. 1735–1780. DOI: <https://doi.org/10.1162/neco.1997.9.8.1735>

ELECTRICAL LOAD FORECASTING ON HIERARCHICAL LEVELS OF IPS OF UKRAINE USING LSTM NEURAL NETWORK

S. Loskutov, P. Shymaniuk

Institute of Electrodynamics of the National Academy of Sciences of Ukraine,
pr. Peremohy, 56, Kyiv, 03057, Ukraine

The scientific research presents the results of a study of one-factor forecasting of the total electrical load at three hierarchical levels of the integrated power system (IPS) of Ukraine using artificial neural networks, such as LSTM. Based on research, forecasting errors at each hierarchical level of the power system were analyzed. Methods for improving the quality and stability of forecasts were proposed. The obtained results are the basis for the study of the assessment of the accuracy of forecasting the summary electrical load in the IPS of Ukraine. Ref. 9, fig. 4, table.

Keywords: forecasting, total electric load, neural networks, recurrent neural networks.

1. Blinov I.V. Problems of functioning and development of a new electricity market model in Ukraine (According to the scientific report at the meeting of the Presidium of NAS of Ukraine, February 3, 2021). *Visn. Nac. Acad. Nauk Ukr.* 2021. No 3. Pp. 20–28. (Ukr) DOI: <https://doi.org/10.15407/visn2021.03.020>
2. Ivanov H., Blinov I., Parus Ye. Simulation Model of New Electricity Market in Ukraine. *IEEE 6th International Conference on Energy Smart Systems (ESS)*. 2019. P. 339–342. DOI: <https://doi.org/10.1109/ESS.2019.8764184>
3. Blinov I.V., Miroshnyk V.O., Shymaniuk P.V. Short-term interval forecast of total electricity generation by renewable energy sources producers. *Pratsi Instytutu elektrodynamiky Natsionalnoi Akademii Nauk Ukrainy*. 2019. Vol. 54. Pp. 5–12. (Ukr) DOI: <https://doi.org/10.15407/publishing2019.54.005>
4. Blinov I., Miroshnyk V., Shymaniuk P. The cost of error of "day ahead" forecast of technological losses of electrical energy. *Tekhnichna elektrodynamika*. 2020. No 5. Pp. 70–73. (Ukr) DOI: <https://doi.org/10.15407/techned2020.05.070>
5. Chernenko P.O. Multilevel interdependent forecasting of electrical loads of the power association. *Enerhoefektyvnist*. 2000. Pp. 99–104. (Ukr)
6. Seyedeh Narjes Fallah, Mehdi Ganjkhani, Shahaboddin Shamshirband. Computational Intelligence on Short-Term Load Forecasting: A Methodological Overview. *Energies*. 2019. Vol. 12. DOI: <https://doi.org/10.3390/en12030393>
7. Yayu Peng, Yishen Wang, Xiao Lu, Haifeng Li, Di Shi, Zhiwei Wang, Jie Li Short-term load forecasting at different aggregation levels with predictability analysis. *IEEE Innovative Smart Grid Technologies - Asia (ISGT Asia)*. China. 2019. DOI: <https://doi.org/10.1109/ISGT-Asia.2019.8881343>
8. Tianhui Zhao, Jianxue Wang, Yao Zhang Day-ahead hierarchical probabilistic load forecasting with linear quantile regression and empirical copulas. *IEEE Access*. 2019. Vol. 7. Pp. 80969–80979. DOI: <https://doi.org/10.1109/ACCESS.2019.2922744>
9. Hochreiter S., Schmidhuber J. Long Short-term Memory. *Neural computation*. 1997. No 9. Pp. 1735–1780. DOI: <https://doi.org/10.1162/neco.1997.9.8.1735>

Надійшла: 22.06.2021

Received: 22.06.2021

УДК 621.3

DOI: <https://doi.org/10.15407/publishing2021.59.086>

ТЕРМОМЕТРИЧНІ МЕТОДИ ДОСЛІДЖЕННЯ СТАНУ СПРЕСОВАНОСТІ ОСЕРДЯ СТАТОРА ПОТУЖНОГО ТУРБОГЕНЕРАТОРА

Є.О. Зайцев*, докт. техн. наук, М.В. Панчик**, асп.

Інститут електродинаміки НАН України,

пр. Перемоги, 56, Київ, 03057, Україна.

e-mail: zaitsev@i.ua

Стаття присвячена аналізу термометричних методів контролю та діагностування стану спресованості осердя статора турбогенератора (ТГ), що знайшли найбільше застосування. Показано, що забезпечення ефективного та якісного контролю стану потужних електричних машин, особливо генераторів електростанцій, на сьогодні є невід'ємною складовою, яка дає змогу забезпечити надійність та безаварійність їхньої роботи. У результаті проведеного аналізу показано, що забезпечення високої надійності роботи генеруючого обладнання практично не можливо без їхнього оснащення сучасними засобами контролю, здатними працювати в режимі реального часу. Бібл. 34, рис. 4.

Ключові слова: турбогенератор, статор, осердя, складання, пресування, спресованість, дефекти, контроль.

Постановка проблеми. На сьогодні в Україні експлуатуються 30 турбогенераторів (ТГ) типу ТГВ-200, 4 ТГ типу ТГВ-200Д, 11 одиниць ТГВ-200М потужністю 200 МВт та 41 ТГ типу ТГВ-300 потужністю 300 МВт, значна частина яких перебуває в експлуатації 35...50 років, що значно перевищує термін їхньої служби відповідно до нормативної документації.

Повна заміна такої кількості генераторів, які відпрацювали свій ресурс, новими в стислий термін в умовах світової економічної кризи та пандемії надто проблематична. Тому важливим завданням із забезпечення надійності та безпечності експлуатації генеруючого обладнання є впровадження в їхню структуру комплексу сучасних контрольно-вимірювальних приладів і автоматики онлайн самоконтролю й діагностування як частини штатної автоматизованої системи управління електростанцією. Це дасть змогу забезпечити перехід до обслуговування генераторів за їхнім фактичним технічним станом та забезпечить їхнє інтегрування до Smart Grid [1] в контексті розвитку положень "Енергетики 4.0" [2] та інтеграції ОЕС України до Європейської енергомережі з виконанням положень дорожньої карти інновацій ENTSO-E [3].

Фактичний технічний стан потужних генераторів, до яких належать ТГ, визначається багатьма параметрами. Як зазначено в [4, 5], термін служби синхронних генераторів залежить на 10 % від своєчасного ремонту та на 90 % від коректної роботи системи онлайн діагностування. Адже особливістю потужних генераторів, на відміну від інших типів енергетичних електромашин, є складність конструктивного виконання їхніх найважливіших деталей і вузлів, які в процесі роботи зазнають високого ступеня механічних навантажень, особливо в перехідних режимах, де мають місце аномальні й аварійні перевантаження. З часом останні призводять до накопичення втомних напружень в елементах конструкції та, як наслідок, до їхньої руйнації.

Як видно з отриманих статистичних даних (рис. 1 а), зібраних за останні десятиліття на основі проведених досліджень заводом-виробником ДП "Завод "Електроважмаш", Інститутом електродинаміки та з врахуванням статистичних даних Сігре [6–11], загальна статистика пошкоджень ТГ характеризується багатьма параметрами, серед яких вирішального значення набувають параметри, які характеризують його як механічну систему. Однією з основних механічних властивостей ТГ, яка головно визначає експлуатаційну надійність та працездатність, є стан спресованості осердя статора. Початковий стан спресованості осердя задається в процесі його виготовлення, а після виготовлення під час транспортування та експлуатації забезпечується за допомогою натискних плит і стяжних призм. З часом унаслідок експлуатаційних навантажень виникає зниження зусиль, що стискають осердя, що призводить до повної або часткової втрати працездатності осердя, виникнення небезпечних дефектів статора [12, 13]. Хоча, як свідчить наведена на рис. 1 б статистика пошкоджень, на осердя статора припадає всього 8 %. Однак розподіл отриманих статистичних даних річного запланованого

ваного недовиробітку електроенергії внаслідок відмов вузлів ГТ від 200 до 1000 МВт свідчить, що найменша частка числа відмов статора відповідає найбільшій частці сумарного недовиробітку електроенергії через відмови цього вузла [14].

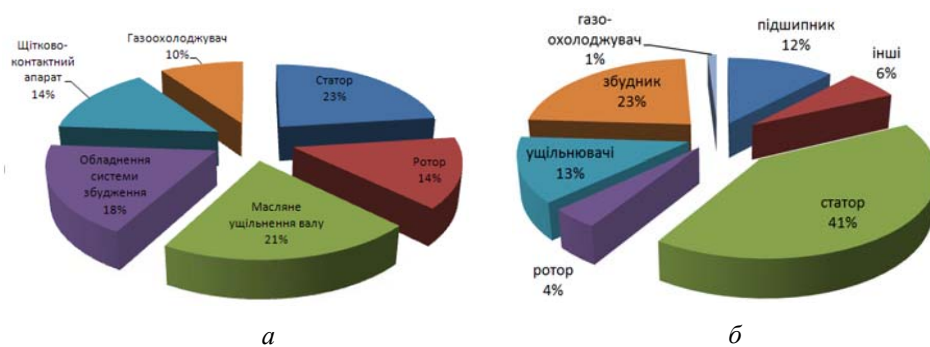


Рис. 1

Хоча осердя не є найслабшим вузлом статора, більша частина несправностей потужних ТГ пов'язана із пошкодженнями інших складових частин статора [15, 16]. Якщо у разі справного осердя більша частина несправностей можуть бути відремонтовані або замінені, то втрата працездатності власне осердям означає необхідність заміни всього статора. Так, наприклад, контактно-щітковий апарат, підшипники, ущільнення вала також вносять помітний внесок у показники надійності, але не визначають ресурс генератора загалом, оскільки можуть бути легко й без істотних витрат відновлені [8, 12].

Тому визначення дефектів стану спресованості осердя та їхнє усунення на ранніх стадіях зародження як на етапі виготовлення, так і під час експлуатації, а також своєчасне прийняття правильних рішень з їхньої ліквідації до виникнення аварійної ситуації забезпечує високий коефіцієнт готовності, скорочення часу простою, дає змогу зменшити витрати на ремонти ТГ, а також надає можливість зменшити пошкоджуваність вартісного обладнання.

У зв'язку з наведеним вище актуальною є проблема забезпечення експлуатаційної надійності та безпеки потужного генеруючого обладнання ОЕС України через оснащення їхніх критично-важливих елементів конструкції сучасними засобами моніторингу і діагностики. Тому **метою цієї статті** є проведення аналізу термометричних методів контролю та діагностування стану спресованості осердя статора турбогенератора (ТГ) та створення тим самим інформаційного підґрунтя для розроблення і технічної реалізації сучасних технологічних рішень і засобів для генеруючого обладнання, що експлуатується та виготовляється в Україні.

Незважаючи на те, що сучасна структура осердя статора із шихтованого заліза набула поширення ще в 1910 р., перші методики тестування почали реалізовувати лише починаючи з 1952 р. [17, 18], що обумовлено початком використання водневого охолодження в генераторах у зв'язку з необхідністю забезпечення зростання максимальної потужності ТГ без істотного збільшення їхніх розмірів.

Одна з найперших практично застосованих методик пошуку пошкоджень та дефектів осердя статора описана в роботі [19]. Методика полягає в проведенні випробувань стану спресованості осердя статора під час планових ремонтів через виявлення зон надмірного зростання температури (гарячих зон), що виникають під дією підведеної потужності, яка відповідає 100 % потужності ТГ у номінальному режимі роботи. Класично пошук точок із підвищеною температурою виконували на дотик, проте з розвитком засобів пірометричних вимірювань стало можливим й доцільним використання їх для температурної індикації. У цьому разі для виявлення гарячих точок застосовуються просочені хлоридом кобальту листи паперу або шматки парафіну, які під дією температури змінюють свій колір. Після виділення проблемних зон для їхньої мінімізації та чіткішого визначення типу дефекту використовують термомпари.

Подальший розвиток технології пірометричних вимірювань [20] дав змогу реалізувати метод контролю осердя статора, який дістав назву метод кільцевого намагнічування (High flux stator core Test, HFT) [10]. У цьому разі для визначення стану спресованості осердя статора знайшли застосування інфрачервоні (ІЧ) телевізійні камери. Допустимий поріг виявлення дефектів методом HFT встановлюється за мінімальної різниці температур в 10 °С («гарячих точок») [20]. Поріг нерівномірності температури поверхні в 10 °С вважається гранично допустимим для виявлення глибокозалегаючих дефектів відповідно до рішення Центральної ради з виробництва електроенергії (CEGB).

Згідно зі стандартом ANSI/IEEE Std 56-1977, що описує метод кільцевого намагнічування [21], визначення дефектних ділянок в осерді статора ТГ відбувається наступним чином: після 10–20 хв індукування осердя магнітним потоком потужністю 100 % від номінальної визначаються гарячі точки, які підлягають ремонту для продовження експлуатації ТГ. Рівень потужності, близький до 100% від номінальної, було встановлено в результаті практичного застосування методу.

На сьогоднішній день у діючому стандарті ANSI/IEEE Std 62.2-2004 [22] детально описано методику тестування НФТ. Основна відмінність методики за стандартом ANSI/IEEE Std 62.2-2004 від ANSI/IEEE Std 56-1977 полягає в тому, що визначення дефектних ділянок в осерді статора ТГ здійснюється упродовж 2 год під час індукування осердя магнітним потоком "на рівні або близько до" номінальної щільності потоку за нормального режиму роботи ТГ. Поріг нерівномірності температури поверхні для визначення гарячих точок визначений в 10 °С.

Окрім зазначених вище стандартів, є інші чинні нормативні документи, зокрема, можна виділити чинний стандарт України СОУ-Н ЕЕ 20.302:2007 (нова редакція 2020) [23], у відповідності до якого випробування проводять за індукції $(1,0 \pm 0,1)$ Тл впродовж 90 хв. У цьому разі найбільша температура нагріву зубців наприкінці випробування не має перевищувати 25 °С від початкової температури, а найбільша різниця температур нагріву різних зубців – 15 °С. Для генераторів, виготовлених до 1958 р., дозволено найбільшу температуру нагріву зубців 45 °С від початкової температури, а найбільшу різницю температур нагріву різних зубців – 30 °С. Випробування турбогенераторів, виготовлених після 01.07.1977 р., і генераторів з безпосереднім охолодженням обмоток проводять за індукції $(1,4 \pm 0,1)$ Тл впродовж 45 хв і збереження граничних температур із нагріву. Температура може визначатися будь-яким доступним термометричним засобом (термоперетворювачі, інфрачервона техніка тощо) [23].

Згідно з чинними стандартами, методика НФТ вимагає намотування достатньої кількості витків кабелю



а



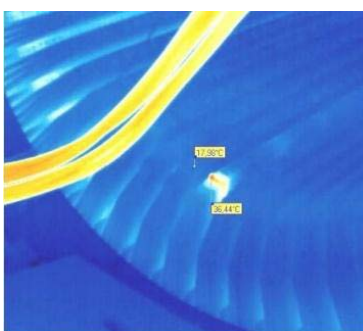
б

Рис. 2

навколо осердя для створення індукції на рівні 80...100 % від номінального потоку. На рис. 2 наведено приклад розташування тестової обмотки для ТГ (рис. 2 а) та гідро-генератора (рис. 2 б) [24]. Контроль рівня

підведеної потужності забезпечується додатковим витком обмотки, встановленим навколо осердя.

Типові результати оцінювання за методикою кільцевого намагнічування наведено на рис. 3, де а – результати випробувань за наявності одиничного виявленого дефекту, б – за наявності розподілених серйозних пошкоджень осердя статора. На рис. 4 показано вигляд типових дефектів осердя статора ТГ, що було діагностовано, а саме: місцеві перегріву (а), розшарування пакетів активної сталі з подальшим викришуванням (б), а також оплавлення листів активної сталі (в).



а



б

Рис. 3

Недоліками розглянутих методів діагностування є їхнє застосування виключно під час проведення планових ремонтів та оглядів.

Окрім розглянутих, відомо багато інших методик на основі ємнісних [15, 25, 26], оптоелектронних [27, 13], термометричних

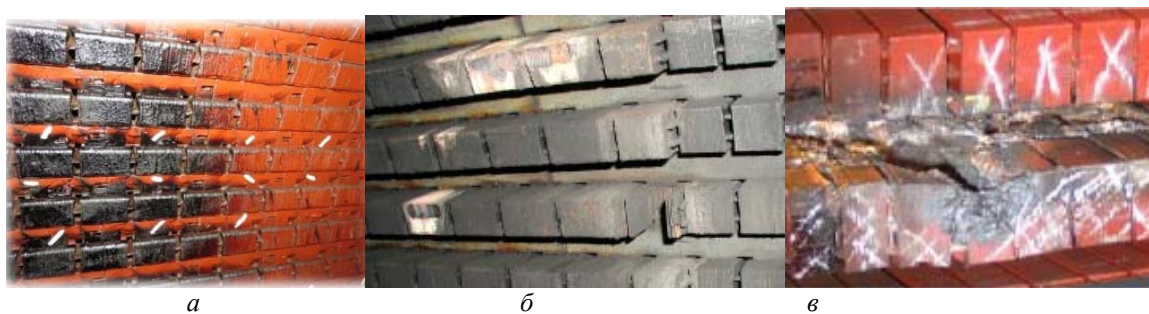


Рис. 4

[28, 29], ультразвукових [30], вібромеханічних [31] та інших методів.

Більшість виробників генеруючого обладнання розробляють та впровадять у використання власні стандарти тестування, спрямовані на реалізацію засобів онлайн діагностування. Ці методи та засоби розроблені з урахуванням конструктивних особливостей ТГ, але відомості про методи тестувань, закладені в таких засобах, є або дуже поверхневими, або їх взагалі немає, адже вони містять комерційну таємницю й зазвичай є конфіденційними.

Окрім методів тестування, які проводяться під час регламентних робіт з технічного обслуговування та ремонту, активно розвиваються онлайн діагностичні методи та засоби моніторингу стану осердя ТГ під час його виготовлення [8, 32] та експлуатації [8, 33, 34].

Так звані онлайн методи мають на меті можливість виявлення пошкодження на початковому етапі, що зазвичай дає змогу уникнути більш серйозних пошкоджень та їхніх наслідків. Проте важливе значення відіграє надійність методів контролю та діагностування фактичного стану пресування осердя статора. Брак будь-яких ефективних методів призводить до залежності визначення фактичного стану осердя статора від своєчасного проведення оглядів. Треба також зазначити, що ефективність застосування методів залежить від можливості уникати як хибнопозитивних результатів, що призводять до непотрібних фінансових витрат і часових затримок, так і помилково негативних результатів, коли небезпечні дефекти, що розвиваються, можуть залишитися непоміченими та призвести до серйозних фінансових, а в деяких випадках і екологічних наслідків. Отже, періодичне діагностування знижує ймовірність аварії, але не гарантує виявлення дефектів, що можуть виникати в міжремонтний період. Останнє спричиняє необхідність розроблення онлайн методів та засобів прямого виявлення дефектів, які з'являються під час роботи машини на початковій стадії їхньої появи і розвитку, а також своєчасного прийняття правильних рішень із їхньої ліквідації виникнення аварійних ситуацій, що дасть змогу забезпечити високий коефіцієнт готовності, скорочення часу простою, зниження витрат на ремонти ТГ.

Висновок. Проведений аналіз термометричних методів дослідження стану спресованості осердя статора потужного турбогенератора показав, що найбільш перспективним є розвиток напряму онлайн моніторингу стану ТГ. Засоби онлайн діагностування дають змогу попередити або мінімізувати наслідки виникнення значних дефектів в осерді статора ТГ. Ці засоби дають змогу моніторингу на основі отриманих даних здійснювати прогнозування розвитку можливих дефектів та забезпечувати високу надійність роботи генеруючого обладнання в режимі реального часу.

Робота фінансувалася за держбюджетною темою "Створення автоматизованих багатоканальних систем контролю в електроенергетиці" (шифр: Торець) (Номер реєстрації 0119U001215, 2018 р.). КПКВК 6541030

1. Аналіз зарубіжної практики впровадження автоматизованих систем управління технологічними процесами в електроенергетиці. URL: <https://ua.energy/wp-content/uploads/2018/01/2.-SMART-GRID.pdf> (дата звернення: 07.06.2021).
2. Schneider Electric. Electricity 4.0 for smart energy. URL: <https://www.se.com/ww/en/work/campaign/electricity-4-0/sustainable-energy-generation.jsp>. (дата звернення: 17.06.2021)
3. ENTSO-E. Research, Development & Innovation Roadmap URL: https://eepublicdownloads.entsoe.eu/clean-documents/Publications/RDC%20publications/entso-e-rdi_roadmap-2020-2030.pdf (дата звернення: 21.06.2021)

4. Csaba G. Generator diagnostics from failure modes to risk for forced outage. URL: <https://irispower.com/wp-content/uploads/2018/06/Generator-diagnostics-From-failure-modes-to-risk-forced-outage.pdf>. (дата звернення: 21.06.2021).
5. Рубаненко О.О., Янович В.П., Гулько І.О. Дослідження причин пошкодження синхронних генераторів. *Вісник Хмельницького національного університету*. 2019. №5(277). С. 176–179. URL: <http://journals.khnu.km.ua/vestnik/wp-content/uploads/2021/01/30-8.pdf> (дата звернення: 01.07.2021)
6. Кобзар К.О., Третяк О.В., Шуть О.Ю., Полієнко В.Р., Гакал П.Г., П'ятницька Є.С. Розроблення й впровадження перспективних методів розрахунку і моделювання при проектуванні та експлуатації потужних турбогенераторів та гідрогенераторів для ТЕС, АЕС, ГЕС, ГАЕС. *Вісник Національного технічного університету «ХПІ»*. Серія: Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії. 2018. № 5 (1281). С. 38–45.
7. Третяк О.В. Міцність вузлів турбогенераторів і гідрогенераторів великої потужності: автореф. дис. ... д-ра техн. наук: 05.02.09 / Ін-т проблем машинобудування ім. А.М. Підгорного НАН України. Харків. 2020. 48 с.
8. Левицкий А.С., Зайцев Е.А., Панчик М.В. Контроль сердечника статора турбогенератора при сборке. *Современные методы и приборы контроля качества и диагностики состояния объектов*: Сборник тезисов 7-й международной научно-технической конференции, 24-25 сентября 2020 года, г. Могилев, Республика Беларусь. Могилев: Белорус.-Рос. ун-т, 2020. С. 99–105. URL: <http://e.biblio.bru.by/handle/1212121212/12991> (дата звернення: 21.06.2021).
9. Зайцев Є.О., Панчик М.В. Фізичні процеси та їх вплив на розвиток дефектів в осерді статора потужних генераторів. *Science and Education a New Dimension. Natural and Technical Sciences*. 2020. № 224. С. 81–84. DOI: <https://doi.org/10.31174/SEND-NT2020-224VIII27-20>
10. Bertenshaw D.R., Smith A.C., Ho C.W., Chan T., Sasic M. Detection of stator core faults in large electrical machines. *Electric Power Applications*. 2012, Vol. 6. No. 6. Pp. 295–301. DOI: <https://doi.org/10.1049/iet-epa.2011.0125>
11. Generator diagnostics From failure modes to risk for forced outage. URL: <https://irispower.com/wp-content/uploads/2018/06/Generator-diagnostics-From-failure-modes-to-risk-forced-outage.pdf> (дата звернення: 01.07.2021)
12. Левицкий А.С., Федоренко Г.М. Датчики для вимірювання зусилля пресування осердя статорів гідро- і турбогенераторів. *Гідроенергетика України*. 2009. №. 4. С. 35–39.
13. Zaitsev Ie.O., Levytskyi A.S., Kromplys B.A. Capacitive distance sensor with coplanar electrodes for large turbogenerator core clamping system. *Electronics and Nanotechnology (ELNANO): Proceedings of the 2019 IEEE International Conference, April 16–18, 2019. Kiev, Ukraine*. Pp. 644–647. DOI: <https://doi.org/10.1109/ELNANO.2019.8783916>
14. Шаров Ю.В., Бинько Г.Ф., Беляков В.В., Виницкий Ю.Д., Голоднова О.С., Купчиков Т.В., Федотов М.В., Астанин А.А., Тарасов В.М., Миляев Р.Г., Пичугин Д.Е., Шумов П.В. Цифровизация контроля текущего состояния и предиктивной диагностики турбогенераторов на электростанциях. *Энергия единой сети*. 2020. № 6 (49). С. 18–30. URL: https://xn----glcfcctdci4bhow0as6psb.xn--p1ai/images/6-49/006_SHAROV_NTC_EES_6_49.pdf (дата звернення: 01.07.2021)
15. Šepon G., Pirnat M., Boltežar M. An experimental and numerical identification of laminated structure dynamics. *Noise and Vibration Engineering (ISMA2012) and on Uncertainty in Structural Dynamics (USD2012): Proceeding of International Conference, 17-19 September, 2012. Vol. 3*. Pp. 3153–3165.
16. Use of fiber optic sensor techniques for monitoring and diagnostics of large AC generators: pat. 20120026482 A1 United States Patent: Int. Cl. G01J5/48; Appl. No. US 13/065,842; Publ. date Feb. 02. 2012.
17. Harbord J. P. Some tests on modern high-speed turbo alternators. *IEE Students' Quarterly Journal*. 1953. Vol. 24. No. 93. P. 3–9. DOI: <https://doi.org/10.1049/sqj.1953.0043>
18. Tomlinson H. R. Interlaminar insulation test for synchronous machine stators. *Transactions of the American Institute of Electrical Engineers. Part III: Power Apparatus and Systems*. 1952. Vol. 71(1). Pp. 676–677. DOI: <https://doi.org/10.1109/AIEEPAS.1952.4498526>
19. Shelton J.W., Reichman B.M. A comparative analysis of turbogenerator core inspection techniques. *Proceedings of the American Power Conference*. 1985. Pp. 643–650.
20. Lodge I. Flux testing of generator stator cores. *CEGB, SSD/NE/R293*, 1975.
21. IEEE Std 56-1977. Guide for insulation maintenance of large alternating-current rotating machinery (10 000 kVA and Larger), IEEE, USA, 1991.
22. IEEE Std 62.2-2004. Guide for diagnostic field testing of electric power apparatus. IEEE, USA, 2005.
23. СОУ-Н ЕЕ 20.302:2007 Норми випробування електрообладнання. 2020. 243 с. URL: <https://docs.dtk.ua/download/pdf/1225.943.1> (дата звернення: 01.07.2021)
24. Bertenshaw D.R. Stator core interlamination faults and their detection by electromagnetic means. *School of Electrical and Electronic Engineering*. 2014. 214 с.
25. Левицкий А.С., Зайцев Е.А., Кобзарь К.А. Измерение хода тарельчатых пружин в силовых аккумуляторах сердечника статора турбогенератора с помощью емкостного сенсора. *Приборы и методы измерений*. 2018. Т.9 (2) С. 121–129. DOI: <https://doi.org/10.21122/2220-9506-2018-9-2-121-129>.
26. Новик А.И., Левицкий А.С., Зайцев Е.А. Емкостный датчик усилия стягивания с компенсацией погрешности от перекоса электродов. *Праці Інституту електродинаміки Національної академії наук України*. 2016. Вип. 48. С. 126–132. DOI: <https://doi.org/10.15407/publishing2017.48.126>

27. Левицький А.С., Зайцев Є.О., Смирнова А. М. Пружний елемент перетворювача зусиль в стяжних призмах осердя статора потужного турбогенератора. *Праці Інституту електродинаміки Національної академії наук України*. 2018. Вип. 49. С. 32–39. DOI: <https://doi.org/10.15407/publishing2018.49.032>
28. Голоднова О.С. Автоматизація визначення температурних характеристик генератора для цілей діагностики в процесі експлуатації. *Вісник електроенергетики*. 2015. № 2. С. 20–24.
29. Кенсіцкий О.Г., Ключников А.А., Федоренко Г.М. Безопасность, надежность и эффективность эксплуатации электротехнического и электроэнергетического оборудования блоков АЭС. Чернобыль. 2009. 240 с.
30. Грень Я.В., Роман В.І. Дослідження розповсюдження ультразвукового імпульсу в пакеті листів електротехнічної сталі. *Вісник Національного університету «Львівська політехніка»*. № 707: *Електроенергетичні та електромеханічні системи*. 2011. С. 36–41.
31. Челомей В. Н. Вибрации в технике. Москва: Машиностроение, 1981. 496 с.
32. IEEE Std 1129-2014. IEEE Guide for online monitoring of large synchronous generators (10 MVA and above). IEEE, USA, 2014.
33. Кузнецов Д. В., Маслов В.В., Нецевский А.Б. Техническая диагностика мощных генераторов. *Энергия единой сети*. № 3 (14). 2014. С. 50–59.
34. Шаров Ю.В., Беляков В.В., Виницкий Ю.Д., Голоднова О.С. Концепция online-диагностирования и мониторинга турбогенераторов с использованием компьютерных технологий в автоматизированных системах контроля. *Энергетик*. 2019. № 6. С. 15–22.

THERMOMETRIC METHODS CONTROL OF COMPRESSION STATOR CORE STATE OF POWERFUL TURBOGENERATORS

Ie. Zaitsev, M. Panchyk

Institute of Electrodynamics of the National Academy of Sciences of Ukraine,
pr. Peremohy, 56, Kyiv, 03057, Ukraine e-mail: zaitsev@i.ua

The article is devoted to the analysis of thermometric methods of control and diagnosis of the state of compression of the stator core of the turbogenerator (TG), which have found the greatest application. It is shown that ensuring effective and high-quality control of powerful electric machines, especially power plant generators, today is an integral part of ensuring the reliability and trouble-free operation of their work. As a result of the analysis, it is shown that ensuring high reliability of operation of the generating equipment is practically impossible without their equipping with modern means of control capable to work in real-time. Bibl. 34, fig. 4.

Keywords: turbogenerator, stator, core, assembly, pressing, compression, defects, control.

1. Analysis of foreign practice of introduction of automated control systems of technological processes in electric power industry. URL: <https://ua.energy/wp-content/uploads/2018/01/2.-SMART-GRID.pdf> (accessed: 07.06.2021). (Ukr)
2. Schneider Electric. Electricity 4.0 for smart energy. URL: <https://www.se.com/ww/en/work/campaign/electricity-4-0/sustainable-energy-generation.jsp>. (accessed: 17.06.2021)
3. ENTSO-E. Research, Development & Innovation Roadmap URL: https://eepublicdownloads.entsoe.eu/clean-documents/Publications/RDC%20publications/entso-e-rdi_roadmap-2020-2030.pdf (accessed: 21.06.2021)
4. Csaba G. Generator diagnostics from failure modes to risk for forced outage. URL: <https://irispower.com/wp-content> (accessed: 21.06.2021).
5. Rubanenko O.O., Yanovich V.P., Gunko I.O. Investigation of the causes of damage to synchronous generators. *Visnyk Khmelnytskoho natsionalnoho universytetu*. 2019. No 5 (277). Pp. 176–179. URL: <http://journals.khnu.km.ua/vestnik/wp-content/uploads/2021/01/30-8.pdf> (accessed: 01.07.2021) (Ukr)
6. Kobzar K.O., Tretyak O.V., Shut O.Y., Polienko V.R., Gakal P.G., Pyatnytska E.S. Development and implementation of promising methods of calculation and modeling in the design and operation of powerful turbogenerators and hydrogenerators for TPPs, NPPs, HPPs, PSPs. *Visnyk Natsionalnoho tekhnichnoho universytetu «KhPI»*. *Seriia: Elektrychni mashyny ta elektromekhanichne peretvorennia enerhii*. 2018. No 5 (1281). Pp. 38–45. (Ukr)
7. Tretyak O.V. Strength of high-power turbogenerators and hydrogenerators: author's abstract of Dr. tech. sci. diss.: 05.02.09. Institute of Mechanical Engineering Problems A.M. Podgorny NAS of Ukraine. Kharkiv. 2020. 48 p. (Ukr)
8. Levitsky A.S., Zaitsev E.A., Panchik M.V. Inspection of the stator core of the turbine generator during assembly. *Modern methods and devices for quality control and diagnostics of the state of objects*: Collection of abstracts of the 7th international scientific and technical conference, September 24–25, 2020, Mogilev, Republic of Belarus. Mogilev: Belarus.-Ros. un-t, 2020. Pp. 99–105. URL: <http://e.biblio.bru.by/handle/1212121212/12991> (accessed: 21.06.2021). (Rus)
9. Zaitsev E.O., Panchyk M.V. Physical processes and their influence on the development of defects in the stator core of powerful generators. *Science and Education a New Dimension. Natural and Technical Sciences*. 2020. No 224. Pp. 81–84. DOI: <https://doi.org/10.31174/SEND-NT2020-224VIII27-20>. (Ukr)
10. Bertenshaw D.R., Smith A.C., Ho C.W., Chan T., Sasic M. Detection of stator core faults in large electrical machines. *Electric Power Applications*. 2012, Vol. 6, No 6. Pp. 295–301. DOI: <https://doi.org/10.1049/iet-epa.2011.0125>

11. Generator diagnostics From failure modes to risk for forced outage. URL: <https://irispower.com/wp-content/uploads/2018/06/Generator-diagnostics-From-failure-modes-to-risk-forced-outage.pdf> (accessed: 01.07.2021)
12. Levitsky A.S., Fedorenko G.M. Sensors for measuring the compression force of the stator core of hydro and turbogenerators. *Hydroenerhetyka Ukrainy*. 2009. No 4. Pp. 35–39. (Ukr)
13. Zaitsev Ie.O., Levytskyi A.S., Kromplyas B.A. Capacitive distance sensor with coplanar electrodes for large turbogenerator core clamping system. *Electronics and Nanotechnology (ELNANO): Proceedings of the 2019 IEEE International Conference*, April 16–18, 2019. Kiev, Ukraine. Pp. 644–647. DOI: <https://doi.org/10.1109/ELNANO.2019.8783916>
14. Sharov Yu.V., Binko G.F., Belyakov V.V., Vinitkiy Yu.D., Golodnova O.S., Kupchikov T.V., Fedotov M.V., Astanin A.A., Tarasov V M., Milyaev R.G., Pichugin D.E., Shumov P.V. Digitalization of monitoring the current state and predictive diagnostics of turbine generators at power plants. *Energiya edinoj seti*. 2020. No 6 (49). Pp. 18–30. URL: https://xn----glcfcctdci4bhow0as6psb.xn--p1ai/images/6-49/006_SHAROV_NTC_EES_6_49.pdf (accessed: 01.07.2021) (Rus)
15. Čepon G., Pirnat M., Boltežar M. An experimental and numerical identification of laminated structure dynamics. *Noise and Vibration Engineering (ISMA2012) and on Uncertainty in Structural Dynamics (USD2012): Proceeding of International Conference*, 17–19 September, 2012. Vol. 3. Pp. 3153–3165.
16. Use of fiber optic sensor techniques for monitoring and diagnostics of large AC generators: pat. 20120026482 A1 United States Patent: Int. Cl. G01J5/48; Appl. No. US 13/065,842; Publ. date Feb. 02. 2012.
17. Harbord J. P. Some tests on modern high-speed turbo alternators. *IEE Students' Quarterly Journal*. 1953. Vol. 24, No 93. Pp. 3–9. DOI: <https://doi.org/10.1049/sqj.1953.0043>
18. Tomlinson H. R. Interlaminar insulation test for synchronous machine stators. *Transactions of the American Institute of Electrical Engineers. Part III: Power Apparatus and Systems*. 1952. Vol. 71(1). Pp. 676–677. DOI: <https://doi.org/10.1109/AIEEPAS.1952.4498526>
19. Shelton J.W., Reichman B.M. A comparative analysis of turbogenerator core inspection techniques. *Proceedings of the American Power Conference*. 1985. Pp. 643–650.
20. Lodge I. Flux testing of generator stator cores. *CEGB, SSD/NE/R293*, 1975.
21. IEEE Std 56-1977. Guide for insulation maintenance of large alternating-current rotating machinery (10 000 kVA and Larger), IEEE, USA, 1991.
22. IEEE Std 62.2-2004. Guide for diagnostic field testing of electric power apparatus. IEEE, USA, 2005.
23. SOU-N EE 20.302: 2007 Standards for testing electrical equipment. 2020. 243 p. URL: <https://docs.dtkr.ua/download/pdf/1225.943.1> (accessed: 01.07.2021) (Ukr)
24. Bertenshaw D.R. Stator core interlamination faults and their detection by electromagnetic means. *School of Electrical and Electronic Engineering*. 2014. 214 p.
25. Levitsky A.S., Zaitsev E.A., Kobzar K.A. Measuring the travel of the Belleville springs in the power accumulators of the stator core of a turbine generator using a capacitive sensor. *Pribory i metody izmerenij*. 2018. Vol. 9(2). Pp. 121–129. DOI: <https://doi.org/10.21122/2220-9506-2018-9-2-121-129>. (Rus)
26. Novik A.I., Levitsky A.S., Zaitsev E.A. Capacitive pulling force sensor with compensation of errors from the skew of the electrodes. *Pratsi Institutu Elektrodynamiki NAN Ukrainy*. 2016. Vol. 48. Pp. 126–132. DOI: <https://doi.org/10.15407/publishing2017.48.126> (Rus)
27. Levitsky A.S., Zaitsev E.A., Smirnova A.M. Elastic element of the force transducer in the clamping prisms of the stator core of a powerful turbogenerator. *Pratsi Institutu Elektrodynamiki NAN Ukrainy*. 2018. Vol. 49. Pp. 32–39. DOI: <https://doi.org/10.15407/publishing2018.49.032> (Ukr)
28. Golodnova O.S. Automation of the determination of the temperature characteristics of the generator for the purposes of diagnostics during operation. *Vesti v elektroenergetike*. 2015. No 2. Pp. 20–24. (Rus)
29. Kensitsky O.G., Klyuchnikov A.A., Fedorenko G.M. Safety, reliability and efficiency of operation of electrical and electric power equipment of NPP units. Chernobyl. 2009. 240 p. (Rus)
30. Gren Y.V., Roman V.I. Investigation of ultrasonic pulse propagation in a package of sheets of electrical steel. *Visnyk Natsionalnoho universytetu Lvivska politekhnika. No 707: Elektroenerhetychni ta elektromekhanichni systemy*. 2011. Pp. 36–41. (Ukr)
31. Chelomey V.N. *Vibrations in technology*. Moscow: Mashinostroenie, 1981. 1981. 496 p. (Rus)
32. IEEE Std 1129-2014. IEEE Guide for online monitoring of large synchronous generators (10 MVA and above). IEEE, USA, 2014.
33. Kuznetsov D.V., Maslov V.V., Netseevsky A.B. Technical diagnostics of powerful generators. *Energiya edinoj seti*. No 3 (14). 2014. Pp. 50–59. (Rus)
34. Sharov Yu.V., Belyakov V.V., Vinitkiy Yu.D., Golodnova O.S. The concept of online diagnostics and monitoring of turbine generators using computer technology in automated control systems. *Energetic*. 2019. No 6. Pp. 15–22. (Rus)

Надійшла: 13.07.2021

Received: 13.07.2021

УДК 621.3

DOI: <https://doi.org/10.15407/publishing2021.59.093>

АНАЛІЗ ВПЛИВУ ТЕХНОЛОГІЧНИХ ФАКТОРІВ НА ФУНКЦІЮ ПЕРЕТВОРЕННЯ КОМПЛАНАРНОГО ЄМНІСНОГО СЕНСОРА БИТТЯ ВАЛІВ

В.О. Березниченко*, **О.Є. Підчібій****,

Інститут електродинаміки НАН України,
пр. Перемоги, 56, Київ, 03057, Україна
e-mail: vika.bereznichenko@i.ua

Наведено результати дослідження методами комп'ютерного моделювання впливу товщини діелектричної підкладки ємнісного сенсора биття, електроди якого виготовлені з фольгованого діелектрика типу FR4, на функцію перетворення сенсора. Дослідження проводились у діапазоні вимірювання сенсора зі зміною товщини діелектрика, вибраної зі стандартної лінійки розмірів матеріалу. Проведено порівняльний аналіз методів виготовлення ємнісних сенсорів із використанням технології друкованих плат. У результаті проведеного аналізу отримано залежності впливу товщини діелектричної підкладки на функцію перетворення ємнісного сенсора. Бібл. 20, рис. 2, таблиця.

Ключові слова: гідрогенератор, биття вала, ємнісний сенсор, технологічні чинники, комп'ютерне моделювання.

Постановка проблеми. Гідроелектростанції та гідроакумулюючі (ГЕС та ГАЕС) електростанції займають надзвичайно важливе місце в сучасних енергетичних системах, виконуючи головну роль у регулюванні балансів під час нестационарних режимів енергосистеми [1], а також забезпечуючи енергосистему в найбільш нерівномірних частинах графіків навантаження, працюючи як генератори у вранішні та вечірні піки споживання та як споживачі в разі наявності надлишку електроенергії (ГАЕС у насосному режимі).

Однак сучасний стан ГЕС та ГАЕС характеризується зростанням кількості обладнання, яке відпрацювало свій ресурс та вимагає модернізації й заміни. Зважаючи на обмеження у фінансуванні, особливо в період пандемії, треба зауважити, що заміна такої кількості генераторів, які відпрацювали свій ресурс, новими в стислий термін є малоімовірною. Другий шлях вирішення цієї проблеми наразі є більш прийнятним та передбачає визначення фактичного технічного стану енергооб'єктів на основі створення та застосування сучасних засобів отримання поточної та ретроспективної інформації, що може бути використано під час порівняння прогнозованих експлуатаційних показників із поточними значеннями, а також у разі планування міжремонтних інтервалів.

Для оцінювання стану гідроагрегатів як механічної системи зазвичай використовують системи вібраційного контролю [2], до складу яких входять як вимірювачі параметрів вібрації частин гідроагрегатів, так і вимірювачі механічних параметрів, таких як радіальне биття циліндричних поверхонь валу [3–5], повітряний зазор між статором і ротором у генераторі [6–8] тощо [9–13]. Для вимірювання параметрів биття валів у системах технічного діагностування ГЕС та ГАЕС застосовуються спеціалізовані інформаційно-вимірювальні засоби отримання первинної інформації – сенсори. На сьогодні реалізовано безліч сенсорів, але всі вони є вузькоспеціалізованими і здебільшого не можуть використовуватися для вимірювання параметрів биття.

Для розв'язання задачі вимірювання параметрів биття в останні роки все більшу зацікавленість викликають ємнісні сенсори [14, 15], які дають змогу забезпечити безконтактність вимірювання [16], простоту й компактність конструкцій, малий розмір і вагу, здатність функціонувати в широких робочих межах, включно з частотним і температурним діапазонами та невисокою вартістю. Від інших ці сенсори вигідно відрізняються високою чутливістю до переміщень, роздільною здатністю, малим часом спрацьовування, відсутністю гістерезису, малою інерційністю вимірювань, температурною стабільністю, практично повною відсутністю

сигнальних шумів, малим енергоспоживанням і втратами потужності внаслідок самонагрівання, що робить їх кращим варіантом для роботи в процесі діагностування технічного стану складних систем та об'єктів [17], до яких належать потужні гідрогенератори. Особливою перевагою ємнісних сенсорів биття є те, що їхня функція перетворення не залежить від матеріалу валу, його температури та намагніченості, що має місце на реальних гідроагрегатах [12, 18].

Однак метрологічні характеристики ємнісних сенсорів значною мірою залежать від конструктивних параметрів та технологічних процесів, що використовуються під час їхнього виготовлення. Тому виникає необхідність дослідження впливу методів виготовлення та технологічних похибок ємнісних сенсорів на результати вимірювань.

Метою статті є визначення засобами комп'ютерного моделювання характеру впливу технологічної похибки виготовлення ємнісних сенсорів із концентричними компланарними електродами, спричиненої зміною товщини базового матеріалу, на функцію перетворення.

Визначення характеру впливу в роботі проведено як визначення зміни ємності сенсора в діапазоні вимірювання сенсора за різних фіксованих значень товщини діелектричної підкладки сенсора.

Найбільш перспективною для виготовлення сенсорів є технологія друкованих плат. Для виготовлення ємнісних сенсорів за цією технологією використовують субтрактивний та адитивний методи.

За субтрактивного методу на фольгованому діелектрику травленням міді по захисній масці отримують малюнок друкованих електродів.

За адитивного методу на діелектричній основі, вкритій шаром клейкого композиту, проводять вибіркове осадження струмопровідного покриття.

Порівняно з субтрактивним адитивний метод має такі переваги:

- однорідність структури провідників, оскільки провідники й металізовані отвори отримують в єдиному хіміко-гальванічному процесі;
- усунуто підтравлювання елементів друкованого монтажу;
- покращена рівномірність товщини металізованого шару в отворах;
- підвищена щільність друкованого монтажу;
- немає витрат міді та хімікатів для травлення;
- зменшена тривалість виробничого циклу.

Попри описані переваги, застосування адитивного методу в масовому виробництві обмежено низькою продуктивністю процесу хімічної металізації, шкідливим впливом електролітів на діелектрик, труднощами одержання металевих покриттів із хорошою адгезією. Домінуючою в цих умовах є субтрактивна технологія, особливо з переходом на фольговані діелектрики з тонкомірною фольгою.

Оскільки сенсор являє собою багатошарову друковану плату відповідно до міжнародного стандарту друкованих плат ANSI/IPC A-600H [19], можливі варіанти товщини найбільш поширеного базового матеріалу, який використовується як діелектрик (FR4), складає ряд: (0.2; 0.25; 0.36; 0.51; 0.71; 1; 1.5; 2) \pm 0,2 мм. Можливі відхилення в межах допуску, але треба пам'ятати, що кожне відхилення впливає на функцію перетворення. Робоча температура експлуатації цього матеріалу – від -50 до +110 °С, температура склування (розм'якшення) – приблизно 135 °С. Зазвичай FR-4 – напівпрозорий, стандартний зелений колір визначається кольором паяльної маски [20].

Для визначення впливу зміни товщини базового матеріалу на функцію перетворення концентричного компланарного ємнісного сенсора биття валів була створена ідеалізована модель. У створеній моделі товщина діелектричної підкладки змінюється відповідно до значень стандартного ряду товщини базового матеріалу (FR4), які наведені вище, без урахування допусків.

Схему ємнісного сенсора з концентричними компланарними електродами зображено на рис. 1, де H_{foil} – товщина провідного матеріалу (мідної фольги), H_{diel} – товщина діелектричної підкладки, d – відстань до заземленої поверхні валу, h – відстань між електродами.

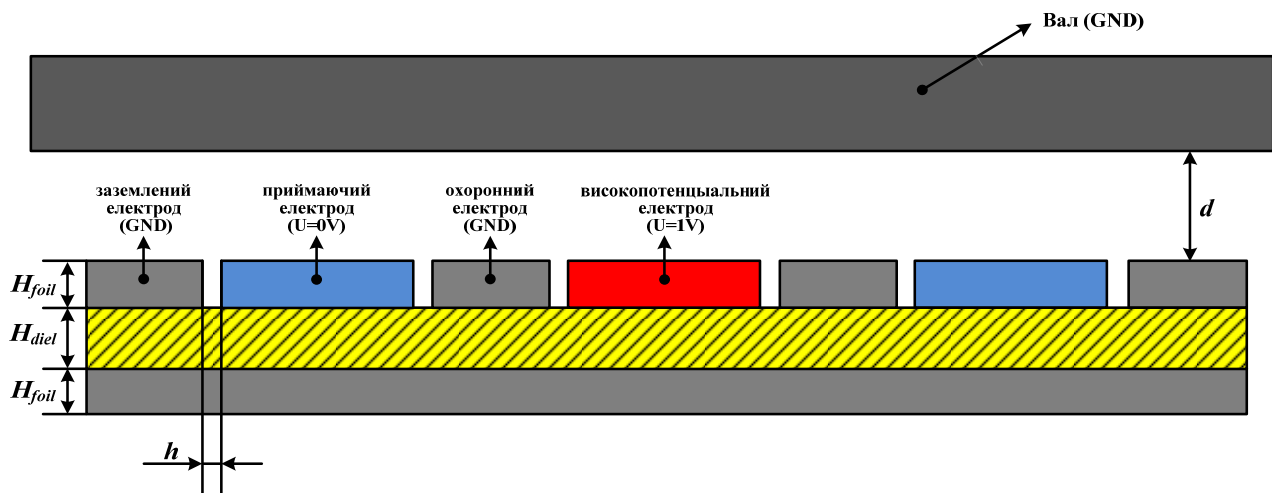
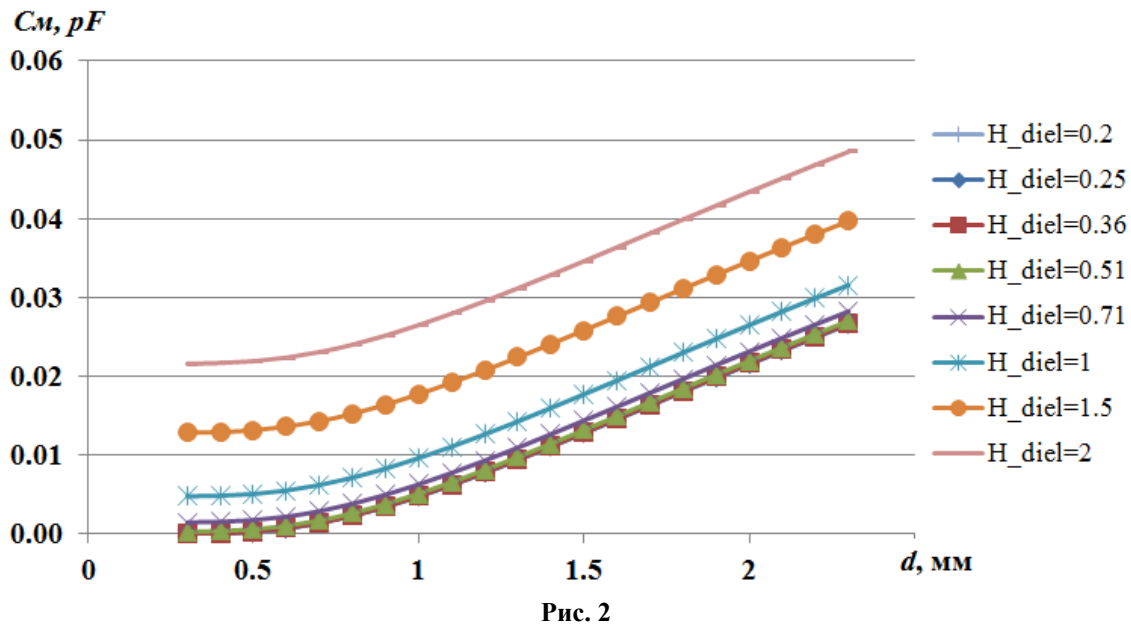


Рис. 1

У моделі, зображеній на рис. 1, змінюється лише товщина діелектричної підкладки H_{diel} , товщини електродів обрані з найбільш розповсюджених, і їхня величина становить $H_{foil} = 18$ мкм, а значення відстані міжелектродного зазору приймається $h=0.1$. Окрім шару діелектрика на зворотну сторону сенсора додається ще один шар мідної фольги.

Результати дослідження наведено в таблиці та на рис. 2. Як видно з результатів проведених досліджень, що зображені на рис. 2 та в таблиці, товщина діелектричної підкладки має прямий вплив на функцію перетворення ємнісного сенсора, тобто зі збільшенням товщини діелектричної підкладки збільшується значення ємності. Залежність збільшення величини ємності від товщини діелектричної підкладки носить адитивний характер. Оскільки у разі використання цифрових засобів як вторинних вимірювальних перетворювачів (ВВП) для перетворення ємності в інформаційний параметр отримані залежності враховуються під час перетворення програмно-математичною частиною ВВП, то основна складова похибки під час здійснення контролю параметрів биття валів буде обумовлюватися саме похибками, які вносяться аналого-цифровою частиною ВВП, лініями з'єднання тощо.

| d , мм | $H_{diel}=0.2$ | $H_{diel}=0.25$ | $H_{diel}=0.36$ | $H_{diel}=0.51$ | $H_{diel}=0.71$ | $H_{diel}=1$ | $H_{diel}=1.5$ | $H_{diel}=2$ |
|-------------|----------------|-----------------|-----------------|-----------------|-----------------|--------------|----------------|--------------|
| | См, pF | | | | | | | |
| 0.3 | 0.000006 | 0.000007 | 0.000038 | 0.000316 | 0.0015 | 0.0048 | 0.0129 | 0.0216 |
| 0.4 | 0.000067 | 0.000068 | 0.000099 | 0.000379 | 0.0016 | 0.0049 | 0.0129 | 0.0217 |
| 0.5 | 0.0003 | 0.0003 | 0.0003 | 0.0006 | 0.0018 | 0.0051 | 0.0132 | 0.0219 |
| 0.6 | 0.0007 | 0.0007 | 0.0007 | 0.0010 | 0.0022 | 0.0055 | 0.0136 | 0.0224 |
| 0.7 | 0.0014 | 0.0014 | 0.0014 | 0.0017 | 0.0029 | 0.0062 | 0.0143 | 0.0231 |
| 0.8 | 0.0023 | 0.0023 | 0.0024 | 0.0026 | 0.0038 | 0.0072 | 0.0153 | 0.0240 |
| 0.9 | 0.0034 | 0.0035 | 0.0035 | 0.0038 | 0.0050 | 0.0083 | 0.0164 | 0.0252 |
| 1 | 0.0048 | 0.0048 | 0.0048 | 0.0051 | 0.0063 | 0.0096 | 0.0177 | 0.0265 |
| 1.1 | 0.0062 | 0.0062 | 0.0063 | 0.0066 | 0.0078 | 0.0111 | 0.0192 | 0.0280 |
| 1.2 | 0.0078 | 0.0078 | 0.0078 | 0.0081 | 0.0093 | 0.0127 | 0.0208 | 0.0295 |
| 1.3 | 0.0094 | 0.0094 | 0.0095 | 0.0098 | 0.0110 | 0.0143 | 0.0224 | 0.0312 |
| 1.4 | 0.0111 | 0.0111 | 0.0112 | 0.0115 | 0.0127 | 0.0160 | 0.0241 | 0.0329 |
| 1.5 | 0.0128 | 0.0128 | 0.0129 | 0.0132 | 0.0144 | 0.0177 | 0.0258 | 0.0346 |
| 1.6 | 0.0145 | 0.0146 | 0.0146 | 0.0150 | 0.0161 | 0.0195 | 0.0276 | 0.0364 |
| 1.7 | 0.0163 | 0.0163 | 0.0164 | 0.0167 | 0.0179 | 0.0212 | 0.0294 | 0.0381 |
| 1.8 | 0.0181 | 0.0181 | 0.0182 | 0.0185 | 0.0197 | 0.0230 | 0.0311 | 0.0399 |
| 1.9 | 0.0198 | 0.0198 | 0.0199 | 0.0202 | 0.0214 | 0.0248 | 0.0329 | 0.0417 |
| 2 | 0.0215 | 0.0216 | 0.0216 | 0.0220 | 0.0232 | 0.0265 | 0.0346 | 0.0434 |
| 2.1 | 0.0232 | 0.0233 | 0.0234 | 0.0237 | 0.0249 | 0.0282 | 0.0363 | 0.0451 |
| 2.2 | 0.0249 | 0.0250 | 0.0251 | 0.0254 | 0.0266 | 0.0299 | 0.0380 | 0.0468 |
| 2.3 | 0.0266 | 0.0266 | 0.0267 | 0.0270 | 0.0282 | 0.0316 | 0.0397 | 0.0485 |



Висновки. 1. Результати досліджень дають змогу оцінити вплив товщини діелектрика, на якому сформовано електроди ємнісного сенсора з концентричними компланарними електродами, на функцію перетворення сенсора, яка має адитивний характер.

2. Для забезпечення взаємозамінності сенсорів, граничні відхилення сумарних товщин плати сенсора не мають бути більші суми граничних відхилень товщини діелектричної підкладки та шарів провідного матеріалу.

3. Під час проєктування вимірювачів биття валів отримані прямо пропорційні залежності можуть бути використані для лінеаризації робочого діапазону сенсора.

Фінансується за держбюджетною темою «Створення ємнісних вимірювачів зусиль у стяжних призмах осердя статора потужного турбогенератора» (шифр «Контроль-М»), що виконується за Постановою Бюро ВФТПЕ 07.07.2015, протокол № 11. Державний реєстраційний № 0115U004416. КПКВК 6541030.

1. Брызгалов В.И., Гордон Л.А. Гидроэлектростанции: Красноярск: ИПЦ КГТУ, 2002. 541 с.
2. ISO 20816-5:2018. Mechanical vibration. Measurement and evaluation of machine vibration. Part 5: Machine sets in hydraulic power generating and pump-storage plants. [Released: 2018-12-01]. ISO/TC 108/SC 2 Measurement and evaluation of mechanical vibration and shock as applied to machines, vehicles and structures, 2018. 60 p.
3. Зайцев Е.А., Сидорчук В.Е. Оптикоэлектронный датчик измерения биения вала турбо- и гидрогенераторов. *Приборостроение-2017: Сборник материалов докладов 10-ой международной научно-технической конференции*. Минск, 01–03 ноября 2017 г. Минск: БНТУ, 2017. С. 366–368.
4. Левицький А.С., Зайцев Є.О., Березниченко В.О. Особливості вимірювання радіального биття циліндричних поверхонь валу гідроагрегату. *Гідроенергетика України*. 2019. № 1–2. С. 39–44.
5. Левицький А.С., Зайцев Є. О., Березниченко В. О. Відносна та абсолютна радіальна вібрація вала вертикального гідроагрегата. *Гідроенергетика України*. 2019. № 3–4. С. 36–39.
6. Zaitsev I.O., Levytskyi A.S. Determination of response characteristic of capacitive coplanar air gap sensor. *Proceedings of the 2017 IEEE Microwaves, Radar and Remote Sensing Symposium (MRRS-2017) August 29 – June 30, 2017 Kyiv, Ukraine*. 2017. Pp. 85–88. DOI: <https://doi.org/10.1109/MRRS.2017.8075034>
7. Левицький А.С., Зайцев Є.О., Кромплас Б.А. Визначення функції перетворення ємнісного сенсора повітряного зазору в гідрогенераторі SGK 538/160-70М. *Праці Інституту електродинаміки Національної академії наук України*. 2016. № 43. С. 134–137.
8. Зайцев Е.А., Левицький А.С., Сидорчук В.Е. Система контроля воздушного зазора гидрогенераторов. *Приборы и методы измерений*. 2017. № 8(2). С. 122–130.
9. Zaitsev Ie.O., Levytskyi A.S., Kromplyas B.A. Capacitive distance sensor with coplanar electrodes for large turbogenerator core clamping system. *Proceedings of the 2019 IEEE 39th International Conference on Electronics and Nanotechnology (ELNANO), April 16–18, 2019, Kiev, Ukraine*. Pp. 644–647. DOI: <https://doi.org/10.1109/ELNANO.2019.8783916>

10. Левицкий А.С., Зайцев Е.А., Кобзарь К.А. Измерение хода тарельчатых пружин в силовых аккумуляторах сердечника статора турбогенератора с помощью емкостного сенсора. *Приборы и методы измерений*. 2018. № 9 (2). С. 121–129. DOI: <https://doi.org/10.21122/2220-9506-2018-9-2-121-129>.
11. Левицкий А.С., Зайцев Е.О., Смирнова А. М. Пружинный элемент перетворювача зусиль в стяжних призмах осердя статора потужного турбогенератора. *Праці Інституту електродинаміки Національної академії наук України*. 2018. № 49. С. 32–39. DOI: <https://doi.org/10.15407/publishing2018.49.032>
12. Левицкий А.С., Федоренко Г.М., Грубой О.П. Контроль стану потужних гідро- та турбогенераторів за допомогою ємнісних вимірювачів параметрів механічних дефектів. К.: Ін-т електродинаміки НАН України, 2011. 242 с.
13. Зайцев Е.О. Развитие теории і практична реалізація оптоелектронних систем діагностування механічних параметрів потужних турбо- та гідрогенераторів: автореф. дис. ... канд. техн. наук: 05.13.05 / Ін-т електродинаміки НАН України. Київ, 2020. 40 с.
14. Zaitsev Ie., Levytskyi A., Bereznychenko V. Hybrid diagnostics systems for power generators faults: systems design principle and shaft run-out sensors. *Power systems research and operation: Selected Problems*. Springer, 2022. URL: <https://www.springer.com/gp/book/9783030829254#aboutBook> (дата звернення: 21.06.2021).
15. Бereznychenko В.О., Зайцев Е.О. Безконтактний ємнісний сенсор системи контролю параметрів биття валів потужних електричних машин. *Праці Інституту електродинаміки НАН України*. 2020. Вип. 57. С. 81–88. DOI: <https://doi.org/10.15407/publishing2020.57.081>.
16. Zaitsev Ie., Levytskyi A. Hybrid electro-optic capacitive sensors for the fault diagnostic system of power hydrogenerator. *Clean Generators - Advances in Modeling of Hydro and Wind Generators..* Intechopen, 2020. 185 p. Pp. 25–42. DOI: <https://doi.org/10.5772/intechopen.77988>.
17. Сисоева С., Автомобильные датчики положения. Современные технологии и новые перспективы. Часть 11. Ёмкостные датчики – новые игроки автомобильного рынка. *Компоненты и технологии*. 2006. № 4.
18. Lin Jackson, Bissonnette Marc R. A new capacitive proximity probe immune to electrical runout. URL: https://www.marubun.co.jp/legacy/product/measurement/electric/qgc18e000000pefatt/PCS_CMVA.pdf (дата звернення 01.07.2021)
19. ANSI/ IPC-A-600G. Acceptability of Printed Boards. [Released: 2004-07-01]. IPC association connecting electronics industries, Bannockburn, Illinois USA, 2004. 140 p.
20. Яцюк Л.А., Косогін О.В., Ущাপовський Д.Ю., Лінючева О.В., Фатєєв Ю.Ф. Технологія нанесення неметалевих покриттів та виробництво плат друкованого монтажу: Київ. КПІ ім. І. Сікорського, «Політехніка», 2018. 330 с.

ANALYSIS OF THE TECHNOLOGICAL FACTORS INFLUENCE ON RESPONSE FUNCTION OF THE COPLANAR CAPACITIVE SHAFT BEATING SENSOR

V. Bereznychenko, O. Pidchibii

Institute of Electrodynamics of the National Academy of Sciences of Ukraine,
pr. Peremohy, 56, Kyiv, 03057, Ukraine
e-mail: vika.bereznichenko@i.ua

The paper presents results of analysis of the influence of the thickness of the dielectric substrate of a capacitive beating sensor, the electrodes of which are made of foil dielectric type FR4, on the transformation function of the sensor by methods of computer modeling are presented. The results of research by methods of computer modeling of the influence of the thickness of the dielectric substrate of a capacitive beating sensor, the electrodes of which are made of foil dielectric type FR4, on the transformation function of the sensor are presented. The studies were performed in the measurement range of the sensor with a change in the thickness of the dielectric selected from a standard line of material sizes. A comparative analysis method for manufacturing capacitive sensors using PCB technology was done. As a result of the analysis, the dependences of the influence of the thickness of the dielectric substrate on the conversion function of the capacitive sensor are obtained. Ref. 20, fig. 2, table.

Keywords: hydrogenerator, shaft beating, capacitive sensor, technological factors, computer simulation.

1. Bryzgalov V.I., Gordon L.A. *Gidroelektrostancii*: Krasnoyarsk: Publishing and Printing Center Krasnoyarsk State Technical University. 2002. 541 p. (Rus)
2. ISO 20816-5:2018. Mechanical vibration. Measurement and evaluation of machine vibration. Part 5: Machine sets in hydraulic power generating and pump-storage plants. [Released: 2018-12-01]. ISO/TC 108/SC 2 Measurement and evaluation of mechanical vibration and shock as applied to machines, vehicles and structures, 2018. 60 p.
3. Zaitsev I.O., Sidorchuk V.E. Optoelectronic sensor for measuring the shaft runout of turbo- and hydrogenerators. *Instrumentation -2017: Collection of materials of reports of the 10th international scientific and technical conference*. Minsk, 01-03 Nov. 2017. Minsk: BNTU, 2017. Pp. 366–368. (Rus)

4. Levitsky A.S., Zaitsev I.O., Berezhnychenko V.O. Features measuring radial run-out hydraulic unit shaft cylindrical surfaces. *Hidroenerhetyka Ukrainy*. 2019. No 1–2. Pp. 39–44. (Ukr)
5. Levitskyi A.S., Zaitsev I.O., Berezhnychenko V.O. Relative and absolute radial vibration of the shaft of the vertical unit. *Hidroenerhetyka Ukrainy*. 2019. No 3–4. Pp. 36–39. (Ukr)
6. Zaitsev I.O., Levitskyi A.S. Determination of response characteristic of capacitive coplanar air gap sensor. Proceedings of the 2017 *IEEE Microwaves, Radar and Remote Sensing Symposium (MRRS-2017)* August 29 – June 30, 2017 Kyiv, Ukraine. 2017. Pp. 85–88. DOI: <https://doi.org/10.1109/MRRS.2017.8075034>
7. Levitskyi A.S., Zaitsev Ie.O., Kromplyas B.A. Determination of the response characteristic of the capacitive sensor of the air gap in the hydrogenerator SGK 538/160-70M. *Pratsi Institutu Elektrodynamiki NAN Ukrainy*. 2016. No 43. Pp. 134–137. (Ukr)
8. Zaitsev I.O., Levitskyi A.S., Sydorчук V.E. Air gap control system for hydrogenerators. *Pribory i metody izmerenij*. 2017. Vol. 8. No 2. Pp. 122–130. DOI: <https://doi.org/10.21122/2220-9506-2017-8-2-122-130> (Rus)
9. Zaitsev Ie.O., Levitskyi A.S., Kromplyas B.A. Capacitive distance sensor with coplanar electrodes for large turbogenerator core clamping system. Proceedings of the 2019 *IEEE 39th International Conference on Electronics and Nanotechnology (ELNANO)*, April 16–18, 2019, Kiev, Ukraine. Pp. 644–647. DOI: <https://doi.org/10.1109/ELNANO.2019.8783916>
10. Levitskyi A.S., Zaitsev I.O., Kobzar K.O. Measuring the stroke of cone disk springs in power accumulators of the turbogenerator stator core using a capacitive sensor. *Pribory i metody izmerenij*. 2018, Vol. 9. No 2. Pp. 121–129. DOI: <https://doi.org/10.21122/2220-9506-2018-9-2-121-129> (Rus)
11. Levitskyi A.S., Zaitsev I.O., Smyrnova A.M. Elastic sensitive element for force transducers of the effort in the powerful turbogenerators stator tightening prisms core. *Pratsi Institutu Elektrodynamiki NAN Ukrainy* 2018. No 49. Pp. 32–39. DOI: <https://doi.org/10.15407/publishing2018.49.032> (Ukr)
12. Levitskyi A.S., Fedorenko G.M., Gruboj O.P. Monitoring of the status of powerful hydro and turbo generators using capacitive meter for the parameters of mechanical defects. K.: IED NANU Publ., 2011. 242 p. (Ukr)
13. Zaitsev Ie. Development of theory and practical implementation of optoelectronic systems for diagnosing mechanical parameters of powerful turbo- and hydrogenerators: author's ref. dis. ... cand. tech. Sciences: 05.13.05 / Inst. of Electrodynamics of NAS of Ukraine. Kyiv, 2020. 40 p. (Ukr)
14. Zaitsev Ie., Levitskyi A., Berezhnychenko V. Hybrid diagnostics systems for power generators faults: systems design principle and shaft run-out sensors. Power systems research and operation: Selected Problems. Springer, 2022. URL: <https://www.springer.com/gp/book/9783030829254#aboutBook> (accessed: 21.06.2021)
15. Berezhnychenko V., Zaitsev Ie. Non-contact capacitive sensor for powerful electrical machine shafts run-out control systems. *Pratsi Institutu Elektrodynamiki NAN Ukrainy* 2020. Vol. 57. Pp. 81–88. DOI: <https://doi.org/10.15407/publishing2020.57.081> (Ukr)
16. Zaitsev Ie., Levitskyi A. Hybrid electro-optic capacitive sensors for the fault diagnostic system of power hydrogenerator. Clean Generators - Advances in Modeling of Hydro and Wind Generators. Intechopen, 2020. 185 p. Pp. 25–42. DOI: <https://doi.org/10.5772/intechopen.77988>
17. Sysoeva S. Automotive position sensors. Modern technologies and new perspectives. Part 11. Capacitive sensors - new players in the automotive market. *Komponenty i tekhnologii*. 2006. No 4. (Rus)
18. Lin Jackson, Bissonnette Marc R. A new capacitive proximity probe immune to electrical runout. URL: https://www.marubun.co.jp/legacy/product/measurement/electric/qgc18e0000000pef-att/PCS_CMVA.pdf (accessed: 01.07.2021)
19. ANSI/IPC-A-600G. Acceptability of Printed Boards. [Released: 2004-07-01]. IPC association connecting electronics industries, Bannockburn, Illinois USA, 2004. 140 p.
20. Yatsyuk L.A., Kosogin O.V., Ushchapovskiy D.Yu., Linyucheva O.V., Fatov Yu.F. The technology of applying non-metallic potting and wiring boards for hand-held mounting: handpicker. Kiev. KPI im. I. Sikorskogo, Politechnika, 2018. 330 p.

Надійшла: 06.07.2021

Received: 06.07.2021

УДК 621.314

DOI: <https://doi.org/10.15407/publishing2021.59.099>

ОДНОФАЗНИЙ ГІБРИДНИЙ ФІЛЬТР ДЛЯ ДЕЦЕНТРАЛІЗОВАНИХ СИСТЕМ ЕЛЕКТРОПОСТАЧАННЯ

В.М. Губаревич*, канд. техн. наук, **Ю.В. Маруня*****, канд. техн. наук

Інститут електродинаміки НАН України,
пр. Перемоги, 56, Київ, 03057, Україна
e-mail: marunia@ied.org.ua

Проведено аналіз однофазного гібридного фільтра гармонік струму мережі, який може застосовуватися в децентралізованій системі електропостачання. Виконано математичне моделювання такої системи, що живить мостовий випрямляч із ємнісним фільтром та активним навантаженням потужністю 10 кВт. Проведено порівняння спектрограм і епюр струму різних конфігурацій гібридного фільтра, реалізованого в активній частині на основі активного коректора паралельного типу, а в пасивній частині – широкосмугового ЛМС-фільтра з додатковою обмоткою L_d . Визначено максимальні відхилення струму від форми першої гармоніки струму споживання для різних структур пасивного фільтра, що є визначальним для розрахунку силової частини активного фільтра. Розраховано встановлену потужність активного фільтра, отримано коефіцієнти гармонік струму споживання мережі живлення. Бібл. 11, рис. 5, таблиця.

Ключові слова: коефіцієнт гармонік струму, THD_I , пасивний фільтр, активний фільтр паралельного типу, гібридний фільтр, децентралізована система електропостачання.

Велика кількість електротехнічних пристроїв здійснює живлення свого навантаження від мостових випрямлячів із ємнісним фільтром [1]. Мостовий випрямляч споживає струм несинусоїдної форми і є потужним нелінійним навантаженням для децентралізованих систем електропостачання (СЕП), погіршуючи параметри якості електроенергії мережі. СЕП обмеженої потужності накладають вимоги до навантажень, що підключені до них. Якщо несинусоїдний струм проходить через коло з поздовжніми параметрами, то виникають спотворення напруги у вузлах підключення інших споживачів, що впливає на їхню роботу. Це породжує проблеми електромагнітної сумісності. Важливою й основною вимогою забезпечення ефективності функціонування та експлуатації децентралізованої СЕП як системи з обмеженою потужністю є дотримання нормованого рівня параметрів якості електричної енергії [2]. І чим «слабкішою» є така система, тобто чим більший відносний опір короткого замикання вона має, тим суворішими мають бути обмеження за показниками якості електроенергії, щоби дістати безпечну та безвідмовну роботу споживачів. Тому електромагнітна сумісність мостових випрямлячів з децентралізованими СЕП є обов'язковою. Сучасна система «СЕП – споживач» (рис. 1) являє собою комплекс, що складається з децентралізованої мережі обмеженої потужності, яка має порівняно великий опір короткого замикання ($Z_{K3} > 4\%$), мостового випрямляча з ємнісним фільтром та активним навантаженням і засобів узгодження вхідних кіл випрямляча з мережею живлення, які можуть бути реалізовані на основі силових фільтрів, приєднаних послідовно або паралельно до входу випрямляча. Одним зі шляхів розв'язання проблеми електромагнітної сумісності мостового випрямляча з ємнісним фільтром та СЕП є встановлення гібридних фільтрів [3–6]. Вони являють собою схемне об'єднання активних та пасивних фільтрів, параметри

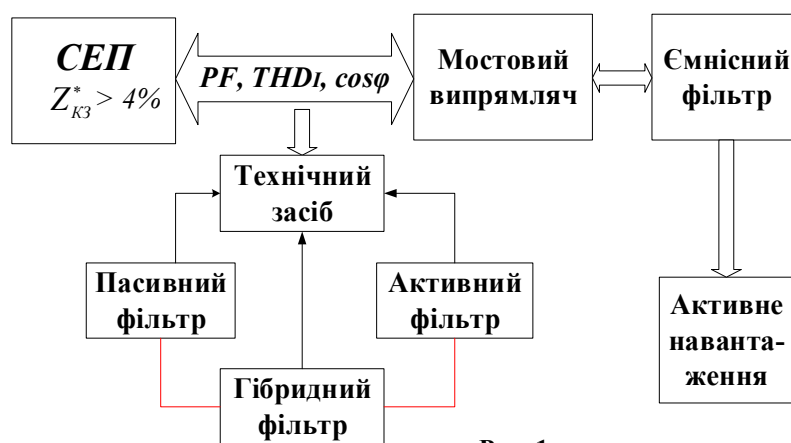


Рис. 1

яких відрізняються від параметрів, які вони мали б у випадку роздільного їхнього застосування у разі роботи на те ж навантаження [7]. Така концепція перспективна як для індивідуальних навантажень, так і для варіативних поєднань на рівні всієї енергосистеми, адже дає змогу отримати бажаний рівень фільтрації, використовуючи структури, розраховані на меншу встановлену потужність щодо потужності навантаження. У роботі [8] за допомогою імітаційного моделювання в спеціалізованій програмі *Omega 2010*, розробленій в Інституті електродинаміки НАН України, досліджено однофазні варіанти гібридного фільтра, реалізовані в активній частині на основі активного коректора форми струму (АКФС), принцип роботи якого описано в [9], а в пасивній частині – в одному випадку з 3 % лінійним реактором, а в другому – з широкосмуговим *LMC*-фільтром. Технічне рішення гібридного фільтра на основі структур АКФС+*LMC* дало змогу знизити діюче значення струму активного фільтра, а, отже, його масу і габарити й відповідно вартість. Однак у разі застосування *LMC*-фільтра на вході випрямляча на кривій споживаного струму виникають комутаційні сплески в моменти, коли випрямляч починає споживати струм із мережі, як показано на рис. 2, де зображено криві струмів у різних точках такої структури: *LMC*-фільтр – мостовий випрямляч – ємнісний фільтр C_ϕ – активне навантаження R_H .

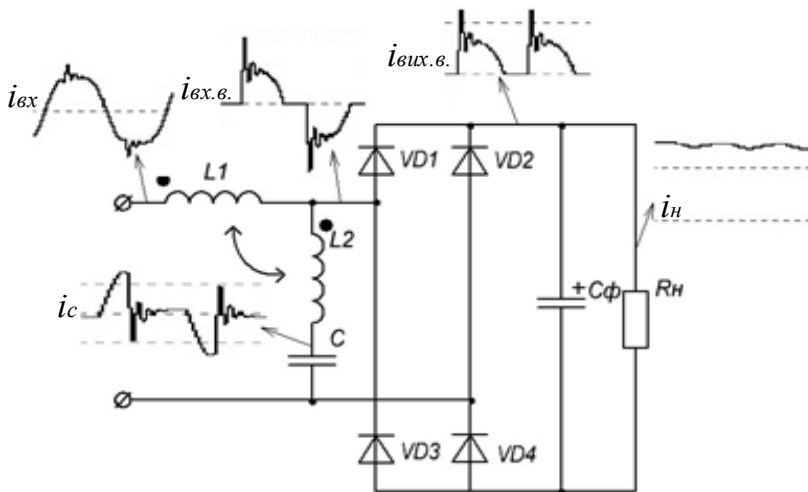


Рис. 2

У роботі [10] було досліджено варіанти впливу на амплітуду комутаційного сплеску, які полягають у тому, що між поздовжньою обмоткою *LMC*-фільтра ($L1$, рис. 2) і входом випрямляча включається додаткова обмотка Ld зустрічно та узгоджено стосовно $L1$. Визначено, що приглушення зазначеного сплеску струму більш ефективно в разі під'єднання цієї обмотки узгоджено до поздовжньої обмотки *LMC*-фільтра. Було б

доцільно розглянути вдосконалений таким чином *LMC*-фільтр у складі гібридної структури.

Метою пропонованої роботи є дослідження структури однофазного гібридного фільтра на основі АКФС та широкосмугового *LMC*-фільтра з додатковою обмоткою Ld , що включена узгоджено до поздовжньої обмотки, на вході мостового випрямляча з ємнісним фільтром та активним навантаженням для отримання рекомендацій з можливості застосування розглянутого фільтра в децентралізованих СЕП.

Для ефективного та надійного функціонування СЕП задамося бажаними параметрами якості електричної енергії, що споживається навантаженням, а саме: значення коефіцієнта гармонік струму $THD_I < 2\%$, коефіцієнта потужності $PF = \cos \varphi \cdot [1 + (THD_I)^2]^{-1/2}$ – близьке до одиниці. Малі значення THD_I було обрано з урахуванням того, що децентралізовані СЕП можуть мати спотворення форми наруги, тобто значний показник коефіцієнта гармонік напруги мережі $THD_U (> 4\%)$ [11], що пропорційно призведе до відповідного підвищеного значення THD_I .

На рис. 3 наведено схему гібридного фільтра, що складається з пасивного *LMC*-фільтра (з додатковою обмоткою Ld) та АКФС, який представлено паралельним з'єднанням джерел струму, що генерують струм активного коректора i_{af} у вигляді 3-, 5-, 7- та 9-ї гармонік різних амплітуди та фази (позначено як АФ). Кількість згенерованих гармонік виявилася достатньою для отримання заданих значень параметрів якості електроенергії. Гармоніки вищих порядків не генеруються в цьому випадку, адже завдяки властивості *LMC*-фільтра ефективно їх приглушувати, їхній внесок у показник коефіцієнта гармонік струму мережі проти

вищезазначених мізерно малий (десяті долі відсотку). У разі потреби дістати показник THD_I наближеним до нульового значення можна підкорегувати імітаційну модель та врахувати гармоніки включно до 27-ї (показано далі на спектрограмі рис. 4 б).

Параметри схеми для моделювання були такими [11]: $U_M=230$ В, частота напруги 50 Гц, потужність навантаження 10 кВт, ємність конденсатора фільтра $C_\phi=10$ мФ. LMC -фільтр представлено реактором з індуктивностями $L1=5,3$ мГн, $L2=1,23$ мГн, $Ld=0,8$ мГн та конденсатором із ємністю $C=170$ мкФ. Значення обмотки $Ld=0,8$ мГн як оптимальне для зазначеного LMC -фільтра було визначено, з одного боку, з урахуванням показників навантаження, за якими $P_H=10$ кВт, $U_H=300$ В ± 10 %, та з іншого – досягненням мінімальної величини максимального відхилення струму пасивного фільтра від амплітуди основної частоти струму споживання з мережі.

Результати моделювання процесів, що виникають у такій схемі, наведено в таблиці.

Варіант 1 ілюструє значення величин, отриманих для структури гібридного фільтра на основі активного фільтра та пасивного широкосмугового LMC -фільтра. Варіант 2 стосується гібридного фільтра з вдосконаленим LMC -фільтром, де $I_{вх}$ та $I_{вх,m}$ – діюче та амплітудне значення вхідного струму споживання з мережі живлення, ΔI – максимальне відхилення від форми першої гармоніки вхідного струму споживання з мережі живлення, $I_{аф}$ – діюче значення струму активного фільтра, I_H та U_H – середнє значення струму та напруги навантаження (коефіцієнт пульсацій ≤ 5 %), THD_I – коефіцієнт гармонік струму споживання з мережі живлення. Коефіцієнт потужності PF в такому випадку має значення 0,989 для обох варіантів, адже $\cos\phi = 0,99$.

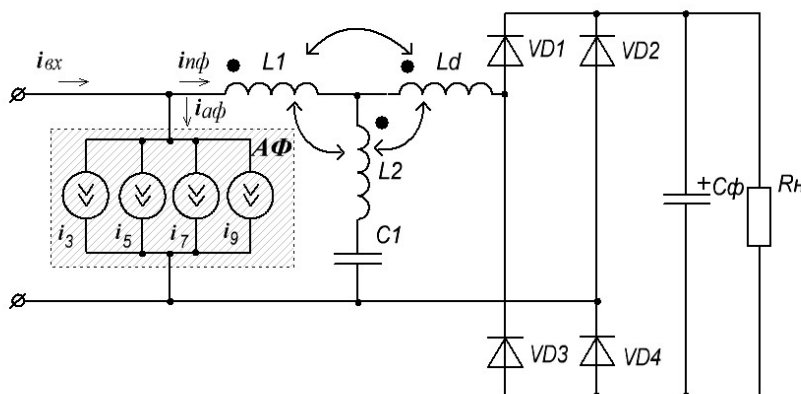


Рис. 3

| Варіанти | $I_{вх}, A$ | $I_{вх,m}, A$ | $I_{аф}, A$ | $\Delta I, A$ | U_H, B | I_H, A | $THD_I, \%$ |
|-------------|-------------|---------------|-------------|---------------|----------|----------|-------------|
| 1 АФ+ LMC | 50,82 | 72,54 | 8,76 | 19,15 | 290,4 | 34,4 | 1,73 |
| 2 АФ+LMC+Ld | 49,31 | 69,96 | 5,74 | 10,45 | 286 | 35,2 | 1,55 |

Для розглянутого пристрою діюче значення струму $I_{аф}$ визначається як

$$I_{аф} = \sqrt{I_3^2 + I_5^2 + I_7^2 + I_9^2}, \quad (1)$$

де $I_3...I_9$ – діючі значення струмів гармонік, що генеруються АФ. Отже, встановлена потужність для структури АФ+LMC складає

$$S_{аф} = I_{аф} \times U_1 = 8,76 \times 230 = 2 \text{ кВА},$$

тобто становить 20 % потужності навантаження. Саме вона визначає здебільшого вартість гібридного фільтра. Для структури LMC -фільтра з додатковою обмоткою Ld цей показник значно менший і складає 1,3 кВА, тобто становить лише 13 % потужності навантаження (таблиця, варіант 2).

Головну перевагу вдосконаленого LMC -фільтра ілюструють епюри, що зображено на рис. 4 та 5. На рис. 4 показано спектр струму LMC -фільтра до (рис. 4 а) та після (рис. 4 б) вдосконалення.

Рівень третьої гармоніки струму хоч і зріс (рис. 4 б), проте вдалося зменшити всі інші рівні гармонік, починаючи з сьомої, завдяки чому і зменшилася встановлена потужність АКФС (формула 1). Це відображається на формі струму LMC -фільтра (рис. 5 а – «до» та рис. 5 б – «після» вдосконалення).

Миттєве значення $i_{аф}$ генерується як різниця між миттєвими значеннями повного

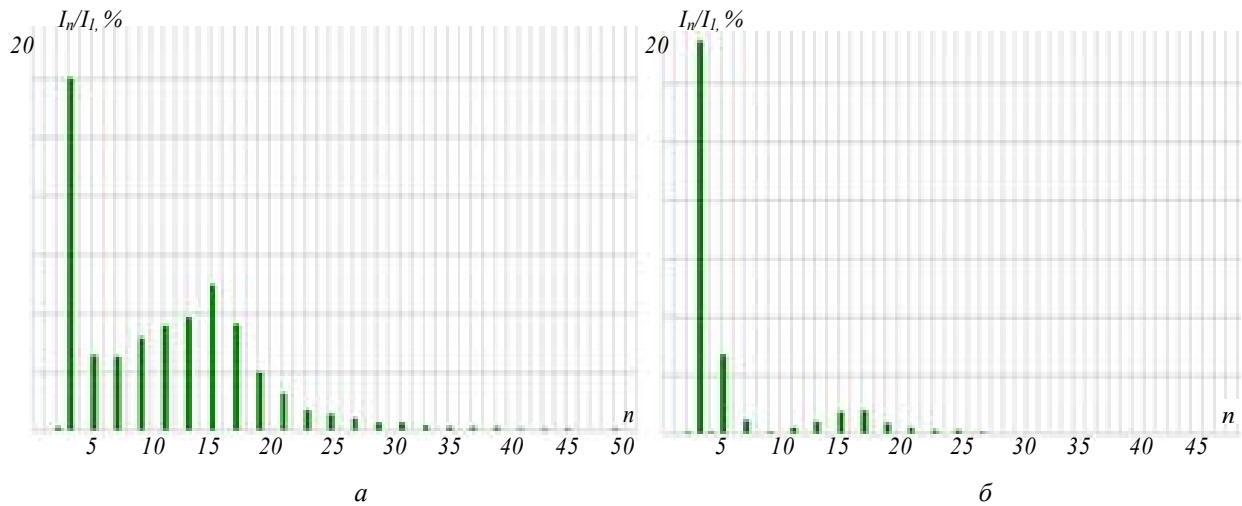


Рис. 4

струму навантаження та першої гармоніки струму споживання з мережі. Складання миттєвих значень струму активного фільтра зі струмом пасивного фільтра забезпечує споживання з мережі живлення вхідного струму синусоїдної форми, що за фазою збігається з напругою мережі. Можна зазначити, що амплітуда сплеску струму визначає максимальне відхилення від форми першої гармоніки вхідного струму споживання ΔI . Згідно з таблицею значення ΔI майже вдвічі менше для 2-го варіанту структури.

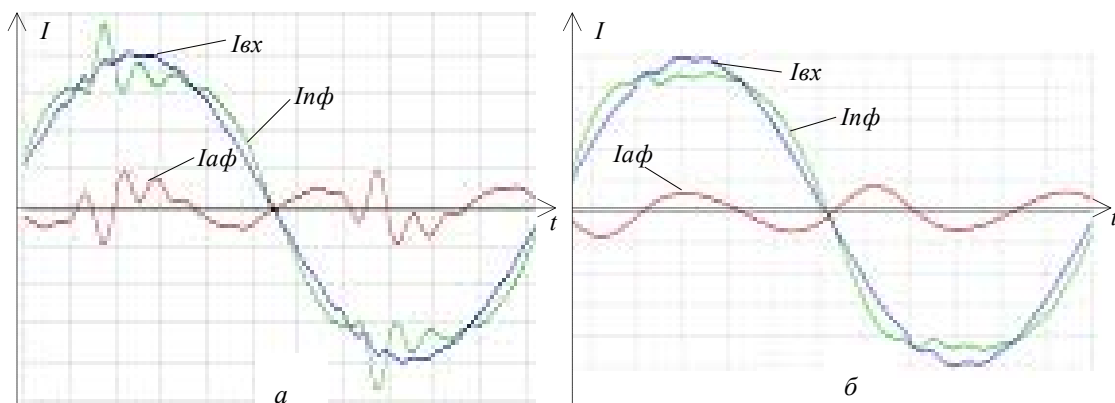


Рис. 5

Висновок. Введення узгоджено увімкненої до поздовжньої додаткової обмотки *LMC*-фільтра дало змогу суттєво зменшити встановлену потужність активного коректора в гібридній конфігурації (на 35 %), зменшити струм, на який розраховується АКФС, тобто максимальний струм через силовий реактор активного коректора (на 45,4 %), поліпшити коефіцієнт гармонік струму споживання з мережі (на 10,4 %) завдяки покращенню спектра вищих гармонік струму пасивного фільтра. Розглянутий гібридний фільтр рекомендовано для застосування в децентралізованих СЕП.

Фінансується за держбюджетною темою "Розробка електронного та електротехнічного обладнання для нової технології плавлення та обробки скла та гірських порід індукційними струмами середнього діапазону частот" (Шифр "Розпла"), що виконується за Постановою Бюро ВФПЕ 05.07.2016, протокол № 11. Державний реєстраційний номер 0117U002584. КПКВК 6541030.

1. Bose B. K.. Modern Power Electronics and AC Drives. Prentice Hall PTR, 2002. 711 p.
2. IEC 61000-3-12:2011. Electromagnetic compatibility. Part 3-2: Limits. Limits for harmonic currents produced by equipment connected to public low-voltage systems with input current $>16\text{A}$ and $\leq 75\text{A}$ per phase.
3. Волков И.В. Новая концепция построения силовых цепей частотно-регулируемых асинхронных электроприводов. *Технічна електродинаміка*. 1999. № 4. С. 21–26.
4. Levin M., Volkov I. Universal harmonic mitigating system. Patent USA 6127743. Oct.3, 2000.

5. Levin M., Volkov I. Combined harmonic filter and phase converter. Patent USA 2006/0197385b A1, Sep.7, 2006.
6. Волков И.В., Акинин К.П., Исаков Г.В. Сравнительный анализ способов фильтрации токов, потребляемых выпрямительными установками. *Технічна електродинаміка*. 1999. № 6. С. 23–27.
7. Волков И.В., Стяжкин В.П., Подейко П.П. Подавление гармоник тока питания мощных однофазных нагрузок. *Технічна електродинаміка*. 2019. № 5. С. 36–42.
8. Маруня Ю.В. Однофазний гібридний фільтр на вході випрямляча з ємнісним фільтром та активним навантаженням. *Праці Інституту електродинаміки НАНУ*. 2020. Вип. 55. С. 11–15. DOI: <https://doi.org/10.15407/publishing2020.55.011>
9. Спирін В.М., Губаревич В.М., Гребенюк В.Г., Салко С.В., Маруня Ю.В. Дослідження роботи активного коректора форми струму при малій потужності навантаження. *Праці Інституту електродинаміки НАНУ*. 2016. Вип. 43. С. 96–101.
10. Губаревич В.Н. Маруня Ю.В. Однофазный широкополосный LMC-фильтр на входе выпрямителя с емкостной нагрузкой. *Вісник НТУ "Харківський політехнічний інститут"*. 2015. Вип. 12 (1121). С. 398–401.
11. ДСТУ EN 50160:2014. Характеристики напруги електропостачання в електричних мережах загальної призначеності (EN 50160:2010, IDT).

SINGLE-PHASE HYBRID FILTER FOR DECENTRALIZED POWER SYSTEMS

V. M. Gubarevich, Yu.V. Marunia

Institute of Electrodynamics of the National Academy of Sciences of Ukraine,
pr. Peremohy, 56, Kyiv, 03057, Ukraine
e-mail: marunia@ied.org.ua

The analysis of the single-phase hybrid filter of network current harmonics, which can be applied in the decentralized power system, was carried out. Mathematical modeling of such a system that feeds a bridge rectifier with a capacitive filter and the 10 kW active load was performed. A comparison of current spectrograms and current diagrams of different configurations of a hybrid filter implemented in the active part on the basis of an active corrector of the parallel type, and in the passive part - a broadband LMC filter with an additional winding L_d was carried out. The maximum current deviations from the shape of the first harmonic of the current consumption for different structures of the passive filter were determined, which is decisive for the calculation of the power part of the active filter. The installed power of the active filter was calculated, the harmonic coefficients of the current consumption of the power supply network were obtained. Ref. 11, fig. 5, table.

Keywords: current harmonic coefficient, THD_I , passive filter, active filter of parallel type, hybrid filter, decentralized power supply system.

1. Bose B. K.. Modern Power Electronics and AC Drives. Prentice Hall PTR, 2002. 711 p.
2. IEC 61000-3-12:2011. Electromagnetic compatibility. Part 3-2: Limits. Limits for harmonic currents produced by equipment connected to public low-voltage systems with input current $>16A$ and $\leq 75A$ per phase.
3. Volkov I.V. New concept of construction of power circuits of variable frequency asynchronous electric drives. *Tekhnichna elektrodynamika*. 1999. No 4. Pp. 21–26. (Rus)
4. Levin M., Volkov I. Universal harmonic mitigating system. Patent USA 6127743. Oct.3, 2000.
5. Levin M., Volkov I. Combined harmonic filter and phase converter. Patent USA 2006/0197385b A1, Sep.7, 2006.
6. Volkov I.V., Akinin K.P., Isakov G.V. Comparative analysis of methods of filtering currents consumed by rectifier units. *Tekhnichna elektrodynamika*. 1999. No 6. Pp. 23–27. (Rus)
7. Volkov I.V., Styazhkin V.P., Podeiko P.P. Suppression of current harmonics feeding powerful single-phase loads. *Tekhnichna elektrodynamika*. 2019. No 5. Pp. 36–42. (Rus)
8. Marunia Yu.V. Single-phase hybrid filter at the input of the rectifier with a capacitive filter and active load. *Pratsi Instytutu elektrodynamiky Natsionalnoi Akademii Nauk Ukrainy*. 2020. No 55. Pp. 11–15. (Ukr) DOI: <https://doi.org/10.15407/publishing2020.55.011>
9. Spirin V.M., Gubarevich V.M., Grebenyuk V.G., Salko S.V., Marunya Yu.V. Study of the active current shape corrector at low load power. *Pratsi Instytutu elektrodynamiky Natsionalnoi Akademii Nauk Ukrainy*. 2016. No 43. Pp. 96–101. (Ukr)
10. Gubarevich V.N., Marunia Yu.V. Single-phase broadband LMC filter at the rectifier input with capacitive load. *Visnyk NTU KhPI*. 2015. No 12 (1121). Pp. 398–401. (Rus)
11. State Standard of Ukraine EN 50160:2014. Characteristics of power supply voltage in general purpose electrical networks (EN 50160:2010, IDT). (Ukr)

Надійшла: 03.08.2021

Received: 03.08.2021