



ISSN 1727-9895

Праці **Інституту електродинаміки** **Національної академії наук** **України**

Збірник наукових праць

Випуск
54

Київ
2019

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
54

Київ
2019

ПРАЦІ ІНСТИТУТУ ЕЛЕКТРОДИНАМІКИ НАН УКРАЇНИ

Редакційна колегія*:

Антонов О.С.	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.	член-кор. 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
Новік А.І.	докт. техн. наук
Петухов І.С.	докт. техн. наук

Editorial board*:

O.E. Antonov	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
A.I. Novik	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.nbuv.gov.ua/>);
- базі РІНЦ Наукової електронної бібліотеки, Росія;
- Реферативному журналі, Росія.

У збірнику здійснюються експертне рецензування та наукове редагування статей.

*Друкується за постановою вченої ради
Інституту електродинаміки Національної академії наук України.
Протокол № 10 від 21 листопада 2019 року.*

Зареєстровано 07.02.2002. Свідоцтво: серія КВ, № 5843.

Засновник та видавець: Інститут електродинаміки НАН України
Україна, 03057, м. Київ-57, пр. Перемоги, 56

Адреса редакції:

03057, м. Київ-57, пр. Перемоги, 56, Інститут електродинаміки НАН України.

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

**Праці
Інституту електродинаміки
Національної академії наук України**

Випуск 54

2019 р.

DOI: <https://doi.org/10.15407/publishing2019.54>

ЗМІСТ

ЕЛЕКТРОЕНЕРГЕТИЧНІ СИСТЕМИ ТА РИНКИ ЕЛЕКТРОЕНЕРГІЇ

<i>Блінов І.В., Мірошник В.О., Шиманюк П.В.</i> Короткостроковий інтервальний прогноз сумарного відпуску електроенергії виробниками з відновлюваних джерел енергії.....	5
<i>Анахов П.В.</i> Підвищення сталості функціонування телекомунікаційної мережі енергетичної системи шляхом впровадження бездротової гібридної топології.....	13
<i>Кузнецов В.Г., Тугай Ю.І., Кошман В.І., Кучанський В.В., Сабарно Л.Р., Тугай І.Ю., Шполянський О.Г., Нікішин Д.А.</i> Розробка методів і моделей аналізу аномальних режимів електричних мереж з метою їх оптимізації	19
<i>Колесникова Н.Ф., Козлова О.І., Литвинова О.А.</i> Програмне забезпечення розрахунку і вибору уставок параметрів спрацьовування модуля фазового селектора з сектором навантаження	29

ЕЛЕКТРИЧНІ МАШИНИ ТА АПАРАТИ

<i>Антонов О.Є.</i> Електроприводи з компенсованими реактивними моментами.....	37
<i>Акинин К.П., Киреев В.Г., Филоменко А.А., Лавриненко В.А., Михайлик Е.М.</i> Исследование электромеханических характеристик бесконтактных магнитоэлектрических двигателей возвратно-вращательного движения	47
<i>Бондар Р.П., Подольцев О.Д.</i> Режимы работы лінійного магнітоелектричного двигуна як елемента віброударної системи	52
<i>Мазуренко Л.І., Гребеніков В.В., Джюра О.В., Бібік О.В., Гамалія Р.В., Шихненко М.О.</i> Електромеханічні перетворювачі енергії для систем електрогенерації та електропривода	63
<i>Тітко В.О., Остапчук Л.Б., Гуторова М.С., Мельник А.М.</i> Фізичне моделювання дефектів пресування зубцевої зони статора турбогенератора	75

НАПІВПРОВІДНИКОВІ ПЕРЕТВОРЮВАЧІ

<i>Щерба А.А., Ломко Н.А.</i> Исследование режимов полупроводниковых преобразователей с промежуточным звеном накопления энергии в источниках электропитания электромагнитных систем индукционной термообработки	80
<i>Гуцалюк В.Я., Зубков І.С.</i> Системи фазового автопідлаштування частоти резонансних інверторів установок індукційного нагрівання за низької добротності коливального контуру	88
<i>Чиженко О.І., Рибіна О.Б., Трач І.В.</i> Напівпровідниковий регулятор для керування режимами мережі в разі прямого запуску асинхронних двигунів зіставної потужності	95

ТЕХНОЛОГІЧНЕ ЕЛЕКТРООБЛАДНАННЯ ТА ЕЛЕКТРОТРАНСПОРТ

<i>Божко І.В., Карлов О.М., Кондратенко І.П., Кришук Р.С., Липківський К.О., Можаровський А.Г., Ращепкін А.П.</i> Вдосконалення багатофункціональних електромагнітних систем для електротехнологій	103
<i>Павлов В.Б., Будько В.І., Малахатка Д.О., Павленко В.Є., Іванчук В.Ю.</i> Аналіз факторів, що впливають на зниження енергоємності тягової акумуляторної батареї та міжзарядного пробігу електромобілів	119

CONTENTS

ELECTRICAL ENERGY SYSTEMS AND ELECTRICITY MARKET

<i>Blinov I., Miroshnyk V., Shymaniuk P.</i> Short-term interval forecast of total electricity generation by renewable energy sources producers	5
<i>Anakhov P.V.</i> Increase of sustainability of the telecommunication network of energy transmission system by the implementation of the wireless hybrid topology	13
<i>Kuznetsov V., Tugay Yu., Koshman V., Kuchansky V., Sabarno L., Tugai I., Shpolyansky O., Nikishin D.</i> Development of methods and models of analysis of abnormal modes of electric networks with the aim of their optimization.....	19
<i>Kolesnykova N.F., Kozlova O.I., Lytvynova O.A.</i> Software for settlement and choice of setting of the phase selector setting with load sector	29

ELECTRICAL MACHINES AND APPARATUS

<i>Antonov O.</i> Electric drives with compensated reactive moment.....	37
<i>Akynin K.P., Kyreyev V.G., Filomenko A.A., Lavrinenko V.A., Mikhailik E.M.</i> Research of electromechanical characteristics of brushless magnetoelectric motors of return-rotary motion.....	47
<i>Bondar R.P., Podoltsev A.D.</i> Dynamic behavior of the linear permanent magnet motor as a element of two-mass vibro-impact system	52
<i>Mazurenko L.I., Grebenikov V.V., Dzhura O.V., Bibik O.B., Gamaliia R.V., M.O. Shykhnenko</i> Electromechanical energy converters for electrogeneration and electric drive systems	63
<i>Titko V., Ostapchuk L., Hutorova M., Melnyk A.</i> Physical modeling of tooth pressing defects stators of the turbogenerator.....	75

SEMICONDUCTOR CONVERTERS

<i>Shcherba A.A., Lomko N.A.</i> Study of modes of semiconductor converters with intermediate link for energy storage in electrical power supplies of electromagnetic systems for induction thermal treatment	80
<i>Hutsaliuk V.Ya., Zubkov I.S.</i> Phase-locked loop systems of resonant inverters for induction heating installations under low q-factor of the oscillatory circuit	88
<i>Chyzhenko O.I., Rybina O.B., Trach I.V.</i> Semiconductive regulator for managing the network modes running in direct start of the asynchronous machine of the comparable capacity	95

TECHNOLOGICAL ELECTRICAL EQUIPMENT AND ELECTRIC TRANSPORT

<i>Bozhko I.V., Karlov O.M., Kondratenko I.P., Kryshchuk I.P., Lypkivskyi K.O., Mozharovskyi A.G., Raschepkin A.P.</i> Improvement of multifunctional electromagnetic systems for electrical technologies	103
<i>Pavlov V.B., Budko V.I., Malakhatka D.O., Pavlenko V.E., Ivanchuk V.U.</i> Analysis of factors affecting reduced energy capacity battery and inter-charging electric cars.....	119

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

Підписано до друку 19 Формат 60×84/8. Папір офс. Офс. друк. Ум.друк. арк. 9,6. Наклад 100 прим. Зам.
Включений в Перелік наукових фахових видань України, категорія «Б».

ЕЛЕКТРОЕНЕРГЕТИЧНІ СИСТЕМИ ТА РИНКИ ЕЛЕКТРОЕНЕРГІЇ

УДК 621.311:681.3

DOI: <https://doi.org/10.15407/publishing2019.54.005>

КОРОТКОСТРОКОВИЙ ІНТЕРВАЛЬНИЙ ПРОГНОЗ СУМАРНОГО ВІДПУСКУ ЕЛЕКТРОЕНЕРГІЇ ВИРОБНИКАМИ З ВІДНОВЛЮВАНИХ ДЖЕРЕЛ ЕНЕРГІЇ

І.В. Блінов*, докт. техн. наук, **В.О. Мірошник**, **П.В. Шиманюк**

Інститут електродинаміки НАН України,
пр. Перемоги, 56, Київ, 03057, Україна
e-mail: igorblinov@mail.ru

Запропоновано архітектуру штучної нейронної мережі глибинного навчання для короткострокового прогнозування сумарного відпуску електроенергії виробниками з відновлюваних джерел енергії (ВДЕ). Показано, що за допомогою такої нейронної мережі, крім точкового прогнозу найбільш ймовірного значення відпуску, доцільно прогнозувати 10-й та 90-й перцентилі розподілу похибки, що дає нижню і верхню межі прогнозного інтервалу з ймовірністю попадання 0,8. Для навчання використовувалась функція похибки, яка є комбінацією середнього квадрату відхилень та похибкою квантильної регресії для моделі перцентилів. Апробація моделі проводилась на реальних даних сумарного відпуску виробників з ВДЕ, які публікував ДП «Енергоринок». Якість прогнозу порівнювалась з прогнозами виробників. Мінімальної середньої похибки досягнуто шляхом усереднення прогнозів нейронної мережі та виробників, найнижчу максимальну похибку забезпечує самостійний прогноз нейронної мережі. Прогнозний інтервал забезпечує ймовірність потрапляння фактичного значення 0,82 замість очікуваного 0,8. Бібл. 9, рис. 4, таблиця.

Ключові слова: відновлювані джерела енергії, ринок електричної енергії, короткострокове прогнозування, прогнозний інтервал, нейронні мережі глибинного навчання.

Україна як повноправний член Енергетичного Співтовариства з 01.02.2011 р. відповідно до Закону України від 15.12.2010 р. № 2787-VI «Про ратифікацію Протоколу про приєднання України до Договору про заснування Енергетичного Співтовариства» прийняла зобов'язання щодо імплементації основних актів енергетичного законодавства Європейського Союзу. Сьогодні важливими напрямками розвитку електроенергетики України є запровадження нової моделі ринку електричної енергії згідно із Законом України «Про ринок електричної енергії» від 13.04.2017 № 2019-VIII та збільшення частки відновлюваних джерел енергії (ВДЕ) в ОЕС України відповідно до енергетичної стратегії України на період до 2035 року за рахунок проведення стабільної та прогнозованої політики у сфері стимулювання розвитку ВДЕ. Також на виконання ухваленого в жовтні 2012 року Рішення Ради Міністрів Енергетичного Співтовариства D/2012/04/MC-EnC «Про впровадження Директиви 2009/28/ЕС про заохочення до використання енергії, виробленої з поновлюваних джерел» Україна взяла на себе зобов'язання до 2020 року довести обсяг електричної енергії, виробленої з відновлюваних джерел енергії, в загальній структурі енергоспоживання країни до 11 %. Вочевидь збільшення частки ВДЕ впливатиме на процеси ціноутворення в новому ринку електричної енергії України і, як наслідок, на кінцеву ціну електричної енергії для споживачів електричної енергії [1, 2]. Особливістю виробництва електроенергії з ВДЕ є низька точність прогнозування відпуску, яка обумовлена стохастичним характером джерел енергії та супутніх метеорологічних умов. Неможливість заздалегідь визначити графік відпуску електроенергії з ВДЕ в поєднанні з особливостями роботи енергосистеми призводить до виникнення так званого «вугільно-зеленого» парадоксу, який полягає у вимушеному збільшенні виробництва

електричної енергії на ТЕС (більшість з яких є зношеними з ККД на рівні 30 %) для балансування можливих небалансів, спричинених ВДЕ. У деяких енергосистемах через обмеження пропускних можливостей ліній та низьку точність прогнозування відпуску може виникнути потреба в заміщенні базових потужностей АЕС маневреними блоками вугільних електростанцій, що додатково підвищить ціну для кінцевого споживача, атмосферні викиди та знизить надійність енергосистеми.

Важливо, що для участі виробників електричної енергії, що використовують ВДЕ, в новій моделі ринку запроваджується балансувальна група виробників за “зеленим” тарифом – це група, в якій стороною, відповідальною за баланс, є гарантований покупець. Враховуючи прогнози виробників, гарантований покупець формує короткостроковий прогноз сумарного відпуску всією балансувальною групою та по кожній станції окремо. Для участі в організованих сегментах ринку гарантованому покупцю необхідні прогнози сумарного відпуску з упередженням від 1 до 48 год. В окремих випадках за умов затримки в передачі фактичних даних від виробників горизонт прогнозування може збільшуватись.

Прогноз сумарного відпуску використовується для розробки стратегій участі гарантованого покупця на ринку «на добу наперед» з метою продажу електроенергії, відпущеної станціями з ВДЕ. Вочевидь підвищення точності прогнозування сумарного відпуску такими виробниками дасть змогу знизити плату за небаланс і тим самим зменшити ціну на електроенергію для кінцевих споживачів, оскільки різниця між ринковою ціною електричної енергії та «зеленим» тарифом компенсується з тарифу оператора системи передачі.

Підвищити якість прийняття рішень у процесі планування режимів роботи таких виробників та участі гарантованого покупця на ринку електричної енергії можна, використовуючи прогнозні інтервали, які з певною ймовірністю дають верхню і нижню оцінки фактичних значень відпуску. Прогнозний інтервал у поєднанні з точковими оцінками є мірою невизначеності прогнозу.

Метою статті є опис розробленої штучної нейронної мережі глибинного навчання для точкових та інтервальних прогнозів сумарного відпуску електроенергії станціями, які працюють на ВДЕ, та результатів тестування такої нейронної мережі.

Підходи до прогнозування відпуску електричної енергії електростанціями з ВДЕ можна розділити на три групи [3]:

- прогноз за допомогою фізичних моделей станцій та метеорологічних прогнозів [4];
- прогноз за допомогою методів аналізу часових рядів, у тому числі й штучних нейронних мереж [5];
- комбінування двох підходів.

Прогнозування сумарного відпуску шляхом застосування першого підходу потребує фізичної моделі для кожної станції, яка входить в балансувальну групу. Для цього необхідні метеорологічні прогнози високої якості для кожної локації. Крім цього, для точного прогнозу модель має враховувати локальні особливості рельєфу та параметри атмосфери. Наразі у виробників відсутні суттєві економічні стимули, які здатні компенсувати витрати, пов'язані з придбанням метеопрогнозів та побудовою фізичних моделей, тому переважна більшість виробників обмежується наївними прогнозами, що значно впливає на небаланси в ОЕС України.

У той же час географічна розосередженість локацій та наявність різних типів ВДЕ не створює суттєвих перешкод для статистичних методів прогнозування сумарного відпуску, які дають змогу вирішувати задачу централізовано з мінімальними інвестиціями.

Прогнозний інтервал задається ймовірністю (a) потрапляння фактичних значень (y) між верхньою (U) та нижньою (L) границями інтервалу $P(L < y < U) = a$.

На цей час розроблено низку методів для оцінки L та U із заданою ймовірністю при прогнозуванні штучною нейронною мережею [6], як-от: дельта-правило, метод на основі теорії Баєса, MVE (Mean-Variance Estimator) та статистичний бутстреп. Спільним для цих методів є те, що вони виходять з симетричності розподілу відносно прогнозних значень і оцінюють середньоквадратичне відхилення (СКВ) $\hat{y} \pm k \cdot \hat{\sigma}_y$, де k – коефіцієнт, який обирається залежно від закону розподілу та рівня довірчої ймовірності.

Під час побудови прогнозних інтервалів за допомогою дельта-правила та методу на основі теореми Баєса необхідною є апроксимація похідних другого порядку функції похибки відносно параметрів моделі. Враховуючи велику кількість вагових коефіцієнтів у нейронних мережах глибинного навчання, такі розрахунки потребують значних обчислювальних ресурсів. Підхід на основі MVE передбачає побудову нейронної мережі спеціалізованої архітектури з двома виходами, один з яких використовується для оцінки дисперсії похибки. У методі статистичного бутстрапа середньоквадратичне відхилення похибки оцінюється за допомогою декількох нейронних мереж. У найбільш розповсюдженному варіанті навчальна вибірка для кожної нейронної мережі формується шляхом випадкової вибірки з поверненням із наявних даних. Таким чином, прогнозом найбільш очікуваного значення буде середній прогноз всіх нейронних мереж, а оцінкою СКВ буде СКВ прогнозів нейронних мереж. Теоретичний аналіз переваг та недоліків указаних методів, наведений у [7], показує перевагу методу на основі теореми Баєса, але тільки за умови точного розрахунку похідних другого порядку.

Альтернативним підходом є побудова окремої моделі для певних перцентилів розподілу значень прогнозної величини за допомогою квантильної регресії. Перевагою даного методу є можливість оцінки прогнозних інтервалів для несиметричних розподілів.

Розвиток математичного апарату штучних нейронних мереж дає змогу об'єднати точковий та інтервальний прогнози в одній моделі й оцінювати вагові коефіцієнти в рамках однієї неперервної процедури навчання.

Перевагою моделей даного класу є їх гнучкість, висока узагальнююча здатність (можливість робити точні прогнози за даними, які відсутні в процесі навчання) та потенційно значно вища точність порівняно з класичними моделями.

В Інституті електродинаміки НАН України розроблено штучну нейронну мережу глибинного навчання eResNet [3], яку в цій роботі адаптовано до прогнозування відпуску електроенергії виробниками з ВДЕ. Виходом нейронної мережі є три вектори погодинних значень для прогнозної доби, найбільш імовірні значення, які оцінюються на основі мінімізації середньоквадратичної похибки та значення 10-го та 90-го перцентилів закону розподілу, які формують прогнозний інтервал. Перцентилі моделюються за допомогою функції втрат квантильної регресії.

Архітектуру нейронної мережі зображено на рис. 1, де a – базовий блок; b – архітектура мережі eResNet.

Ця нейронна мережа складається з 3-х блоків автокодувального типу (АК) з обхідними з'єднаннями. Особливістю архітектури такого типу є однакова кількість вхідних (d_x) та вихідних (d_y) нейронів та менша кількість прихованих (d_n) нейронів

$d_x = d_y > d_n$. Відомо, що використання обхідних з'єднань дає змогу значно збільшити кількість шарів нейронної мережі, що підвищує точність та стабільність результатів прогнозування. Така архітектура еквівалентна ансамблю простих нейронних мереж. Завдяки наявності обхідних з'єднань інформація передається зі входу на вихід декількома шляхами з різною кількістю шарів. Це дає змогу градієнту похибки досягати відповідних вагових коефіцієнтів через меншу кількість шарів, що значно послаблює вплив ефекту нестабільності градієнта під час навчання (зменшення чи збільшення норми градієнта при розповсюдженні через шари нейронної мережі).

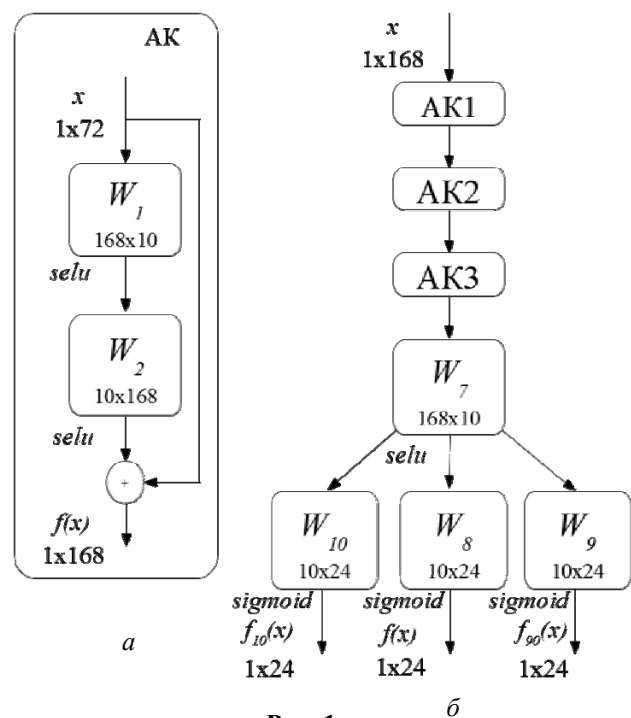


Рис. 1

Вихід останнього блоку АК подається у звичайний повнозв'язний шар для зменшення розмірності. Вихід повнозв'язного шару паралельно подається на кінцеві повнозв'язні шари. Для кожної прогнозованої величини використовується окремий вихідний шар, що є необхідною умовою для коректного навчання.

Вихід блоку АК задається формулою:

$$x_{AK} = \text{selu}(\text{selu}(x \cdot W_1 + b_1) \cdot W_2 + b_2) + x. \quad (1)$$

де x_{AK} – вихід блоку АК; x – вхід блоку АК, для першого дорівнює вхідному значенню нейронної мережі; W_1, W_2 – матриці вагових коефіцієнтів відповідних шарів; b_1, b_2 – вектори значень порогів відповідних шарів.

Функція **selu** (scaled exponential linear unit):

$$\text{selu}(z) = \lambda \begin{cases} z & z > 0 \\ \alpha e^z - \alpha & z \leq 0 \end{cases} \quad (2)$$

де z – скалярний добуток виходу попереднього шару та матриці вагових коефіцієнтів $z = Wx$, x – вектор-рядок виходів попереднього шару; для додаткових параметрів використовуються стандартні значення $\alpha = 1,6733$ та $\lambda = 1,0507$.

Вихід всієї мережі задається формулами:

$$\hat{y}_{90} = \text{sigmoid}(\text{selu}(x_{AK3} \cdot W_7 + b_7) \cdot W_9 + b_9); \quad (3)$$

$$\hat{y} = \text{sigmoid}(\text{selu}(x_{AK3} \cdot W_7 + b_7) \cdot W_8 + b_8); \quad (4)$$

$$\hat{y}_{10} = \text{sigmoid}(\text{selu}(x_{AK3} \cdot W_7 + b_7) \cdot W_{10} + b_{10}), \quad (5)$$

де $\hat{y}, \hat{y}_{10}, \hat{y}_{90}$ – відповідно прогнози найбільш імовірного значення, 10-го та 90-го перцентилів розподілу.

Кількість прихованих нейронів кожного блоку АК $d_n = 10$, розмірність вхідного вектора $d_x = 168$, розмірність виходу для кожної прогнозованої величини $d_y = 24$.

На вхід нейронної мережі подається вектор попередніх значень із прогнозованого часового ряду з лагом від 1 до 168 год відносно першої години прогнозованої доби. Попередньо всі вхідні (x) та цільові (y) значення масштабуються в діапазоні від 0 до 1 відносно встановленої потужності. Таким чином, виходом нейронної мережі є коефіцієнт використання потужності. Під час прогнозування агрегованого часового ряду всієї балансувальної групи гарантованого покупця для нормування використовується сумарна встановлена потужність станцій з ВДЕ.

Для обмеження виходу нейронної мережі в межах від 0 до 1 використовується функція **sigmoid**:

$$\text{sigmoid}(z) = \frac{1}{1 + e^{-z}}. \quad (6)$$

Для оцінки похибки прогнозу найбільш імовірного значення використовується середньоквадратична похибка:

$$MSE = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n (y_i - \hat{y}_i)^2, \quad (7)$$

де y_i – фактичне значення з навчальної вибірки; $\hat{y}_i$ – прогнозне найбільш імовірне значення; n – кількість годин у вибірці.

У загальному випадку функція втрат для квантильної регресії виглядає таким чином:

$$QE_q = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \begin{cases} k(y_i - \hat{y}_{qi}), & (y_i - \hat{y}_{qi}) \geq 0 \\ (1-k)(y_i - \hat{y}_{qi}), & (y_i - \hat{y}_{qi}) < 0, \end{cases} \quad (8)$$

де q – необхідний перцентиль розподілу, в такому разі 10-й або 90-й; k – коефіцієнт у межах від 0 до 1, який відповідає необхідному перцентилу розподілу (0,1 або 0,9); $\hat{y}_{qi}$ – прогнозне значення q -го перцентилу розподілу.

Для спрощення обчислень у програмі використовується еквівалентна формула:

$$QE_q = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \max(k(y - y_q), (1-k)(y - y_q)). \quad (9)$$

Загальна функція втрат виглядає так:

$$\mathcal{L} = MSE + QE_{10} + QE_{90}. \quad (10)$$

Для оцінки ефективності запропонованої моделі проведено розрахунки на погодинних даних щодо сумарного відпуску електроенергії виробників з ВДЕ за період з 01.07.2015 по 06.06.2019 (рис. 2), опубліковані ДП «Енергоринок». Прогноз штучної нейронної мережі порівнювався з сумарними прогнозами виробників, які також були опубліковані.

Для нормування використовувались помісячні дані щодо встановленої потужності об'єктів генерації з відновлюваних джерел енергії, які публікує Національна комісія, що здійснює регулювання у сферах енергетики та комунальних послуг (НКРЕКП). Оскільки за період з 01.07.2015 по 31.12.2016 дані про встановлену потужність були відсутні, для нормування значень фактичного відпуску за вказаний період використовувалось значення за січень 2017. З рис. 2 видно, що це припущення є цілком виправданим, адже суттєві зміни у фактичному відпуску протягом вказаного періоду не спостерігаються. Часовий ряд після нормування наведено на рис. 3.

Дані за період з 06.05.2019 по 06.06.2019 – всього 744 значення – не використовувались у навчанні нейронної мережі. З решти даних було сформовано навчальну вибірку, в якій 15 % прикладів, вибраних випадково, використовувались для перехресної перевірки при підборі гіперпараметрів процедури навчання.

Навчання проводилось у мініпакетному режимі за допомогою алгоритму оптимізації ADAM із параметрами $lr=0,001$, $b_1=0,9$ та $b_2=0,999$. Кількість прикладів у пакеті змінювалась циклічно залежно від епохи навчання. Самі приклади обиралися з навчальної вибірки випадковим чином згідно з рівномірним законом розподілу.

Розмір мініпакета навчальної вибірки для кожної епохи розраховується за формулою:

$$m_e = m_{init} \cdot k \cdot (1 + \text{floor}(\text{mod}(e, r))), \quad (11)$$

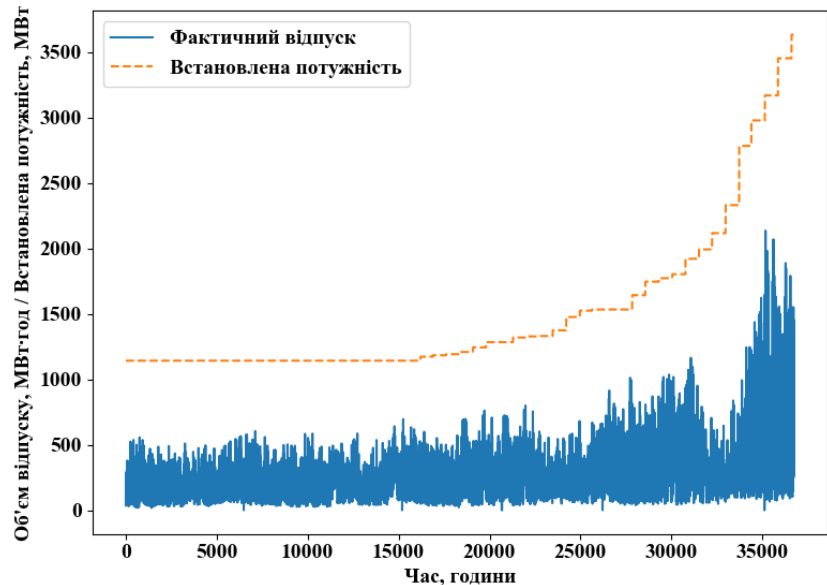


Рис. 2

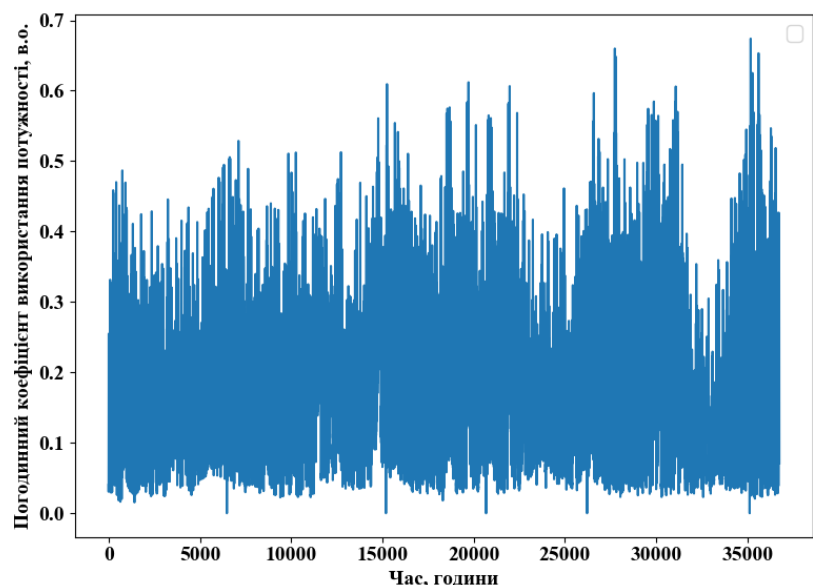


Рис. 3

де m_e – розмір мініпакета для епохи e ; m_{init} – початковий розмір мініпакета, в цих розрахунках $m_{init} = 100$; k – крок збільшення, ціле число, в цих розрахунках $k = 1$, розмір пакета збільшується на 100 прикладів за кожної ітерації до перезапуску циклу; $\text{floor}()$ – функція округлення вниз; $\text{mod}(a, b)$ – залишок від ділення a на b ; e – поточна епоха процедури навчання нейронної мережі; r – кількість епох до перезапуску розміру мініпакету, в цих розрахунках $r = 6$.

За таких параметрів розмір пакета збільшується зі 100 до 600 протягом 6 епох з кроком 100, на 7 епоху кількість прикладів стає рівною 100, і цикл перезапускається.

Такий графік зміни розміру мініпакета дає змогу виходити з локального мінімуму функції втрат та зменшувати помилку узагальнення штучної нейронної мережі, оскільки збільшення мініпакета еквівалентно зменшенню кроку навчання [9].

Загальна кількість епох визначалась методом перехресної перевірки і становила $e_{max}=28$.

Ефективність прогнозного інтервалу оцінюється показником PICP, значення якого знаходяться в діапазоні від 0 до 1. Він показує долю прогнозних значень, які потрапили в прогнозний інтервал:

$$PICP = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n c_i, \quad (12)$$

$$\text{де } c = \begin{cases} 1, & \text{якщо } \hat{y}_{10} < y < \hat{y}_{90} \\ 0, & \text{інакше} \end{cases}$$

Для порівняння точності двох прогнозів використовувались величини середньоквадратичного відхилення під коренем та максимального абсолютного відхилення, МВт·год:

$$\Delta_i = y_i - \hat{y}_i, \quad i = 1 \dots n;$$

$$RMSE = \sqrt{\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n (\Delta_i)^2}; \quad (13)$$

$$MAX = \max(|\Delta_1|, |\Delta_2|, |\Delta_3|, \dots, |\Delta_n|). \quad (14)$$

	GEN	NN	AV	Q
RMSE, МВт·год	166	152	143	167
MAX, МВт·год	731	419	536	460

Розрахунок RMSE та максимального відхилення для різних прогнозів у період з 06.05.2019 по 06.06.2019 наведено в таблиці, де GEN – прогноз виробників, які публікував ДП «Енергоринок»; NN – прогноз штучної нейронної мережі

найбільш імовірного значення, $\hat{y}$; AV – середнє арифметичне значення прогнозів виробників

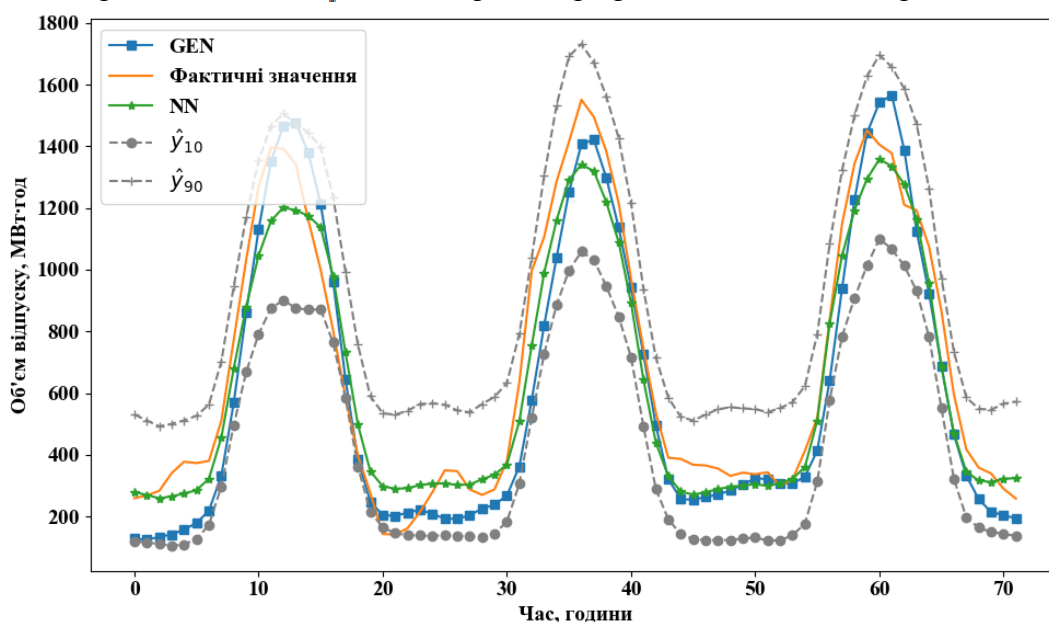


Рис. 4

і нейронної мережі: $\hat{y} = (\hat{y}_{\text{вироб}} + \hat{y}_{\text{перекла}})/2$; Q – прогноз найбільш імовірного значення через розрахунок 50-го перцентилі: $\hat{y} = \hat{y}_{10} + (\hat{y}_{90} - \hat{y}_{10})/2$.

Значення показника RISCР становить 0,82, і його можна інтерпретувати як імовірність потрапляння фактичного значення в прогнозний інтервал. Приклади прогнозних графіків наведено на рис. 4.

Висновки. Запропонована архітектура штучної нейронної мережі забезпечує більш точні прогнози сумарного відпуску електричної енергії виробниками з відновлювальних джерел енергії. Зокрема, її середньоквадратична похибка є на 8,5 % нижчою, ніж похибка прогнозу відповідних виробників. Водночас максимальна похибка знижується на 43 %, що свідчить про значно вищу стабільність прогнозів нейронної мережі. Усереднення прогнозів, зроблених за допомогою штучної нейронної мережі, та прогноз виробників забезпечують зниження середньоквадратичної похибки на 14 % порівняно з похибкою виробників. З іншого боку, прогноз найбільш очікуваного значення через розрахунок 50-го перцентилі за умови симетричного розподілу похибки виявляється менш ефективним у порівнянні з прогнозом штучної нейронної мережі. У цілому запропонований підхід дає змогу побудувати прогнозні інтервали з імовірністю потрапляння фактичних значень у межі інтервалу, наближені до цільових значень. За цих обставин забезпечується ефективність прогнозного інтервалу на рівні значення 0,82 замість очікуваного 0,8. Для ефективності подальших досліджень та зниження похибки прогнозування є необхідним розширення вхідної інформації та використання в явному вигляді ознак річної та добової періодичності, а також метеорологічних факторів.

Фінансується за держбюджетною темою «Можливості та бар'єри збільшення частки відновлювальних джерел в загальній структурі виробництва електричної енергії в Україні» цільового міждисциплінарного проекту НАН України «Науково-технічні та економіко-екологічні засади низьковуглецевого розвитку України» (шифр «367-19»), що виконується за Постановою Бюро ВФТПЕ від 10.06.2019р., протокол № 349. Державний реєстраційний номер роботи 0119U002811.

1. Блінов І.В., Парус Є.В., Іванов Г.А. Імітаційне моделювання функціонування балансуєчого ринку електроенергії з урахування системних обмежень на параметри ОЕС України. *Технічна електродинаміка*. 2017. № 6. С. 72–79.
2. Куцан Ю.Г., Блінов І.В., Іванов Г.А. Моделювання тарифо- та ціноутворення на роздрібному ринку електричної енергії України в нових умовах функціонування. *Електронне моделювання*. 2017. Т. 39 (5). С. 71–80.
3. Croonenbroeck C., Stadtmann G. Renewable generation forecast studies—Review and good practice guidance. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*. 2019. Vol. 108. Pp. 312–322.
4. Liu H., Chen C., Lv X., Wu X., Liu M. Deterministic wind energy forecasting: A review of intelligent predictors and auxiliary methods. *Energy Conversion and Management*. 2019. Vol. 195. Pp. 328–345.
5. Mellit, A., & Kalogirou, S. A. Artificial intelligence techniques for photovoltaic applications. A review. *Progress in energy and combustion science*. 2008. Vol. 34, I. 5. Pp. 574–632.
6. Khosravi A., Nahavandi S., Creighton D. Comprehensive Review of Neural Network-Based Prediction Intervals and New Advances. *IEEE Transactions on neural networks*. 2011. Vol. 22. I. 9. Pp. 1341–1356.
7. Dybowski R., Roberts S. Confidence intervals and prediction intervals for feed-forward neural networks. *Clinical Applications of Artificial Neural Networks*. 2000.
8. Черненко П.О., Мірошник В.О. Короткострокове прогнозування електричного навантаження електропостачальної компанії з використанням штучної нейронної мережі глибинного навчання. *Праці ІЕД НАН України*. 2018. № 50. С. 5–11.
9. Smith, S.L., Kindermans, P.J., Ying, C., Le, Q.V. Don't decay the learning rate, increase the batch size. 2017. arXiv preprint arXiv:1711.00489.

УДК 621.311:681.3

КРАТКОСРОЧНЫЙ ИНТЕРВАЛЬНЫЙ ПРОГНОЗ СУММАРНОГО ОТПУСКА ЭЛЕКТРОЭНЕРГИИ ПРОИЗВОДИТЕЛЯМИ ИЗ ВОЗОБНОВЛЯЕМЫХ ИСТОЧНИКОВ ЭНЕРГИИ

И.В. Блинков, докт. техн. наук, В.А. Мирошник, П.В. Шиманюк

Институт электродинамики НАН Украины,
пр. Победы, 56, Киев, 03057, Украина

Предложена архитектура искусственной нейронной сети глубинного обучения для краткосрочного прогнозирования суммарного отпуска электроэнергии производителями из возобновляемых источников энергии (ВИЭ). Показано, что с помощью такой нейронной сети, кроме точечного прогноза наиболее вероятного значения отпуска, целесообразно прогнозировать 10-й и 90-й перцентили распределения погрешности, что дает ниж-

ною и верхнюю границы прогнозного интервала с вероятностью попадания 0,8. Для обучения использовалась функция погрешности, которая является комбинацией среднего квадрата отклонений и погрешности квантильной регрессии для модели перцентилей. Апробация модели выполнена на реальных данных суммарного отпуска производителей из ВИЭ, которые публиковал ГП «Энергорынок». Качество прогноза сравнивалось с прогнозами производителей. Минимальная средняя погрешность достигнута путем усреднения прогнозов нейронной сети и прогнозов производителей, самую низкую максимальную погрешность обеспечивает самостоятельный прогноз нейронной сети. Прогнозный интервал обеспечивает вероятность попадания фактического значения 0,82 при ожидаемом 0,8. Библ. 9, рис. 4, таблица.

Ключевые слова: возобновляемые источники энергии, рынок электрической энергии, краткосрочное прогнозирование, прогнозный интервал, нейронная сеть глубинного обучения.

SHORT-TERM INTERVAL FORECAST OF TOTAL ELECTRICITY GENERATION BY RENEWABLE ENERGY SOURCES PRODUCERS

I. Blinov, V. Miroshnyk, P. Shymaniuk

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

The paper proposes the architecture of deep learning artificial neural network for short-term forecasting of total electricity supply by renewable energy sources (RES) producers. The paper shown that using such neural network, it is advisable to predict 10 and 90 percentile of error distribution, which gives the lower and upper bounds of the forecast interval with a hit probability of 0.8 in addition to point forecasting of the most probable value of electricity release. An error function is used for training, which is a combination of the mean squared error deviation and the quantile regression error for the percentile model. The test of the model was carried out on the real data of the total release of RES producers published by SE "Energorynok". The quality of the forecast was compared with forecast data of the manufacturers. The minimum average error is reached by combination of neural network and manufacturers' forecasts. The lowest maximum error is provided by the independent neural network forecast. The forecast interval provides a probability of 0.82 for getting into this interval of actual values with an expected value of 0.8. References 9, figures 4, table.

Key words: renewable sources, electricity market, short-term forecasting, forecast interval, deep learning neural networks.

1. Blinov I.V., Parus Ye.V., Ivanov H.A. Imitation modeling of the balancing electricity market functioning taking into account system constraints on the parameters of the ips of Ukraine mode. *Tekhnichna Elektrodynamika*. 2017. No 6. Pp. 72–79.
2. Kutsan Yu.H., Blinov I.V., Ivanov H.A. Modelling of Tariff and Price Formation on Retain Market of Electrical Energy of Ukraine in New Conditions of its Functioning. *Electronic modeling*. 2017. Vol. 39 (5). Pp. 71–80.
3. Croonenbroeck C., Stadtmann G. Renewable generation forecast studies—Review and good practice guidance. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*. 2019. Vol. 108. Pp. 312–322.
4. Liu H., Chen C., Lv X., Wu X., Liu M. Deterministic wind energy forecasting: A review of intelligent predictors and auxiliary methods. *Energy Conversion and Management*. 2019. Vol. 195. Pp. 328–345.
5. Mellit, A., & Kalogirou, S. A. Artificial intelligence techniques for photovoltaic applications. A review. *Progress in energy and combustion science*. 2008. Vol. 34, I. 5. Pp. 574–632.
6. Khosravi A., Nahavandi S., Creighton D. Comprehensive Review of Neural Network-Based Prediction Intervals and New Advances. *IEEE Transactions on neural networks*. 2011. Vol. 22. I. 9. Pp. 1341–1356.
7. Dybowski R, Roberts S. Confidence intervals and prediction intervals for feed-forward neural networks. *Clinical Applications of Artificial Neural Networks*. 2000.
8. Chernenko P.O., Miroshnyk V.O. Short-term electrical load forecasting for electrical supply company with deep neural network. *Pratsi Instytutu Elektrodynamiky Natsionalnoi Akademii Nauk Ukrainy*. 2018. No 50. Pp. 5–11.
9. Smith, S. L., Kindermans, P. J., Ying, C., Le, Q. V. Don't decay the learning rate, increase the batch size. 2017. arXiv preprint arXiv:1711.00489.

Надійшла 07.06.2019
Received 07.06.2019

УДК 621.391

DOI: <https://doi.org/10.15407/publishing2019.54.013>

ПІДВИЩЕННЯ СТАЛОСТІ ФУНКЦІОНУВАННЯ ТЕЛЕКОМУНІКАЦІЙНОЇ МЕРЕЖІ ЕНЕРГЕТИЧНОЇ СИСТЕМИ ШЛЯХОМ ВПРОВАДЖЕННЯ БЕЗДРОТОВОЇ ГІБРИДНОЇ ТОПОЛОГІЇ

П.В. Анахов

ДП "НЕК "Укренерго",

вул. Симона Петлюри, 25, Київ, 01032, Україна

e-mail: Anahov.pv@ua.energy

Старіння обладнання, кліматичні зміни, зростання масштабів господарської діяльності, війна на Донбасі обумовлюють підвищену аварійність відомчої телекомунікаційної мережі енергетичної системи за рахунок руйнівної дії цих численних дестабілізуючих факторів. Робота мережі за таких обставин визначається її сталістю, забезпечення якої полягає в збереженні функціонування в разі виходу з ладу частини елементів. Міжнародна спілка електрозв'язку для підвищення сталості рекомендує застосування у вільному просторі гібридної радіо-оптичної технології передавання. Розглянуто архітектуру телекомунікаційної мережі з гібридною топологією. Показано, що сталість мережі забезпечують сталість і зв'язність технічних засобів, співвідношення сигнал/завада, величина часткового перетворення енергії. Бібл. 11, рисунок, табл. 3.

Ключові слова: дестабілізуючий фактор, резервування в мережі, реконфігурація мережі, сталість засобів, сумісність засобів.

Вступ. Зважаючи на міру відповідальності в процесі забезпечення сталої роботи енергетичного обладнання Об'єднаної енергетичної системи України, до головних стратегічних цілей і напрямів реалізації технічної політики ДП "НЕК "Укренерго" віднесено випереджальний розвиток відомчої телекомунікаційної мережі (ТКМ) [1].

Старіння обладнання, кліматичні зміни, зростання масштабів господарської діяльності, війна на Донбасі обумовлюють підвищену аварійність ТКМ за рахунок руйнівної дії цих численних дестабілізуючих факторів (ДФ). Під дестабілізуючим фактором розуміють вплив на телекомунікаційну мережу, джерелом якого є фізичний або технологічний процес внутрішнього чи зовнішнього стосовно телекомунікаційної мережі характеру, що може призвести до виходу з ладу елементів мережі. Робота мережі за таких обставин визначається її сталістю, забезпечення якої полягає в збереженні функціонування в разі виходу з ладу частини елементів [2].

Здатність технічних засобів (ТЗ) функціонувати за призначенням без погіршення характеристик в умовах дії ДФ гарантується, якщо їх величина X_{in} не перевищує допустимого для даного обладнання граничного значення X_{accept} [3]:

$$X_{in_i} \leq X_{accept_i}, i=1,2,3,\dots, \quad (1)$$

де i – дестабілізуючі фактори.

Для виконання цієї умови рекомендуються заходи, описані, наприклад, в Рекомендаціях МСЕ L.92 щодо будівництва, монтажу і захисту кабелів та інших елементів ТКМ зовнішнього розміщення, Вимогах Мінпаливенерго і МНС України до підсистеми зв'язку системи фізичного захисту (№519/672 від 08.10.2009), Рекомендаціях Мінзв'язку РФ щодо забезпечення стійкості апаратних комплексів об'єктів дротового електрозв'язку до впливу дестабілізуючих факторів РД 45.083-99. У цілому вони зводяться до захисту елементів ТКМ від дії дестабілізуючих факторів шляхом підвищення сталості елементів мережі в умовах дії ДФ (допустимого граничного значення ДФ X_{accept}), резервування елементів ТКМ, зниження взаємовпливів елементів за рахунок їх захисту від стороннього випромінювання, усунення впливу завад, придушення стороннього і власного випромінювань.

Міжнародною спілкою електрозв'язку (МСЕ) для підвищення сталості мережі рекомендовано застосування у вільному просторі бездротової гібридної радіооптичної технології передавання FSO/RF (від free-space optics/radio frequency – оптика вільного простору).

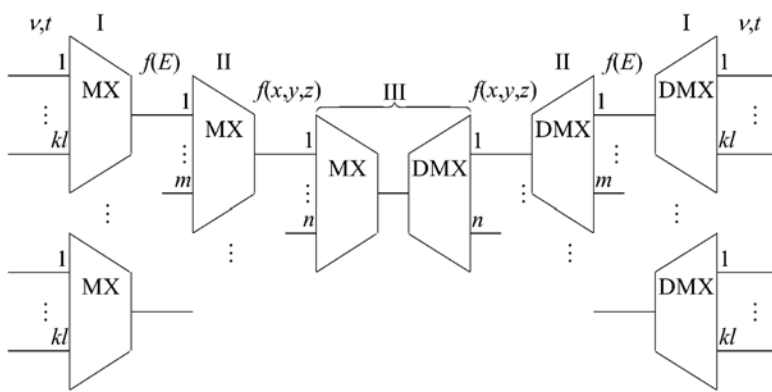
ру/радіочастота) [4]. Телекомунікаційною технологією, яка вважається перспективною і призначена для розширення радіочастотного спектра хвиль мереж доступу (лінії зв'язку останньої милі), є технологія бездротового оптичного зв'язку Li-Fi [5].

Радіооптичну технологію в різних атмосферних умовах (дощ, туман, створювані викидами димових труб штучні дими, смог) характеризують різні значення послаблення сигналу і розсіювання енергії в радіо і оптичних каналах [4], а також різні значення глибин їхніх замирань через обумовлене турбулентністю атмосферне мерехтіння [6]. Все це врешті-решт призводить до коливань потужності сигналу і зниження співвідношення сигнал/шум.

Метою статті є дослідження сталості функціонування телекомунікаційної мережі енергетичної системи в разі впровадження бездротової гібридної топології.

Область дослідження і даних. До складу телекомунікаційної мережі енергетичної системи України входять лінії та мережі зв'язку на основі кабельних ліній та мереж – дровових і волоконно-оптичних, високочастотної мережі зв'язку за повітряними лініями, мереж та каналів бездротового радіозв'язку (радіорелейні лінії, мережі рухомого радіозв'язку, супутникові канали зв'язку). Пом'якшенню гостроти сучасної проблеми перевантаження мереж та каналів бездротового радіозв'язку може сприяти використання оптичних діапазонів спектру, як прийнятної альтернативи радіочастотному спектру.

Архітектура телекомунікаційної мережі з гібридною топологією на додаток до часового і частотного мультиплексування каналів зв'язку підтримує мультиплексування з розділенням сигналів за фізичною природою (physical domain) і середовищами передавання (media) [7].



Мережу можна представити у вигляді деревовидної (ієрархічної) послідовності мультиплексорів (рисунок). Функціональна схема такої мережі включає три рівні: I – рівень мультиплексування каналів із частотним ν і часовим t розділенням сигналів; II – рівень мультиплексування каналів із розділенням сигналів за фізичною природою $f(E)$; III – рівень мультиплексування каналів

із розділенням сигналів за середовищами передавання $f(x,y,z)$. [8]

Ресурсні блоки каналів гібридної мережі включають інтервали частот $\Delta \nu$, часові інтервали Δt , фізичні природи сигналів E , середовища передавання (x,y,z) [8]:

$$R = f[\Delta \nu_k, \Delta t_l, E_m, (x, y, z)_n], k=1,2,3,\dots, l=1,2,3,\dots, m=1,2,3,\dots, n=1,2,3,\dots \quad (2)$$

Результати. Дієвим способом забезпечення сталості ТКМ є використання топологічної надмірності мережі. Нарощування ресурсів обумовлює підвищення надійності й живучості шляхом застосування додаткових каналів (ділянок каналів), надмірних відносно мінімально потрібних для виконання функцій передавання/приймання. У аварійних ситуаціях з'являється можливість реконфігурації мережі за рахунок заміни пошкоджених технічних засобів [9].

Шляхом впровадження у спільне середовище передавання "вільний простір" технологій бездротового оптичного зв'язку відбувається розширення ресурсів діючої телекомунікаційної мережі:

$$R^{add} = f[\Delta \nu_k^{add}, \Delta t_l^{add}, E_m^{add}, (x, y, z)_n^{add}] \quad k=1;\overline{k^{add}}, \quad l=1;\overline{l^{add}}, \quad m=1, \quad n=1;\overline{n^{add}}, \quad (3)$$

де m – передавання оптичних сигналів (спосіб, використовуваний у діючих волоконно-оптичних лініях зв'язку); n^{add} – додаткові середовища, утворені вузько направленими FSO-системами і ненаправленими, з обмеженою дальністю передавання у вільному просторі системами Li-Fi.

Топологія телекомунікаційної мережі задається графом $G(V,E)$, описуваним матрицею суміжності [2]:

$$A = \|a_{ij}\|, \quad i, j = \overline{1, n}, \quad a_{ij} = \begin{cases} 1, \forall e_{ij} \in E; \\ 0, \forall e_{ij} \notin E. \end{cases} \quad (4)$$

Множині вершин графа $v_i \in V$ відповідає множина станцій і вузлів розмірності n , а множині ребер $e_{ij} \in E$ – множина каналів зв'язку між ними. Сталість функціонування телекомунікаційної мережі забезпечується за виконання умов [10]:

$$\left\{ \begin{array}{l} \chi(G) \geq 2; \\ \lambda(G) \geq 2; \\ P_{ij}(t) \geq P_{ij}^{normalized}; i \neq j; i, j = \overline{1, n} \end{array} \right\}, \quad (5)$$

де $\chi(G)$ – число вершинної зв'язності (найменша кількість вершин, видалення яких разом з інцидентними їм ребрами призводить до незв'язного чи одновіршинного графа); $\lambda(G)$ – число реберної зв'язності (найменша кількість ребер, видалення яких призводить до незв'язного графа); $P_{ij}(t)$ – імовірність зв'язності (імовірність того, що повідомлення з вузла i у вузол j буде передано за час, який не перевищує t).

Таким чином, розширення ресурсів R^{add} за рахунок вузлів і міжвузлових каналів обумовлює нарощування зв'язності технічних засобів.

Збільшення співвідношення сигнал/завада виконується за рахунок:

- підсилення корисного сигналу;
- захисту від стороннього випромінювання шляхом екранування, яке забезпечує поглинання, перетворення чи відбиття завад, або розміщення ТЗ поза зоною впливу завад, або усунення впливу завад на ТЗ;
- придушення стороннього і власного випромінювання, які можуть дестабілізувати власну роботу і роботу інших ТЗ.

Крім того, у випадках різних атмосферних умов переключення між каналами з різною фізичною природою сигналів обумовлює вибір каналу з меншим послабленням сигналу, зашумленням, розсіюванням енергії, що обертається підвищенням рівня корисного сигналу і збільшенням співвідношення сигнал/завада.

Технічні вимоги до надійності виконання функцій мають на меті дотримання принципу різноманітності каналів. Він передбачає, що складові частини мережі, які утворюють відповідну групу, тією чи іншою мірою відрізняються одна від одної та/або досягають поставленої задачі різними способами [9].

Сумісність обладнання визначають розташовані в спільному фізичному середовищі телекомунікаційні засоби, що передають сигнали різної фізичної природи – радіочастотні й світлові. Повідомляється, що FSO-обладнання і атмосферні оптичні лінії зв'язку несприйнятливі до радіоперешкод і самі їх не створюють. Проте не виключається можливість часткового перетворення одних видів енергії в інші. До причин трансформації спектра електромагнітного випромінювання у вільному просторі віднесено: поглинання енергії радіохвиль й інфрачервоне (теплове) випромінювання (absorption and infrared radiation); вимушене випромінювання фотона збудженою квантово-механічною системою під впливом резонансної електромагнітної хвилі (laser); флуоресценцію (fluorescence) [11].

Взаємодію сигналів гібридної мережі за рахунок часткового перетворення енергії можна уявити у вигляді матриці, де стовпчики представляють фізичну природу сигналу, а рядки – кількість середовищ передавання сигналів (табл. 1).

Таблиця 1

Спільне середовище (одне)	Радіосигнали		Світлові сигнали	
	Висока (R_I)	Середня ($R_{I,II}$)	Висока (R_I)	Середня ($R_{I,II}$)
Різні середовища (вузьконаправлені радіо і оптичні лінії передачі, стільниковий зв'язок, Li-Fi тощо)	Середня ($R_{I,III}$)	Низька ($R_{I,II,III}$)	Середня ($R_{I,III}$)	Середня ($R_{I,II,III}$)

За експертною оцінкою автора допоміжна характеристика, тобто величина взаємодії,

приймає одне з трьох умовних значень. У дужках показано рівень взаємодії відповідно до функціональної схеми мережі (рисунки).

Звідси, з урахуванням того, що сумісність обладнання є величиною, зворотною до величини взаємодії, запишемо:

$$C(R_I) \ll C(R_{II}) \ll C(R_{III}), \quad (6)$$

$$\text{де} \quad R_I = f[\Delta v_k, \Delta t_l, E_m, (x, y, z)_n], \quad k = \overline{1; k}, \quad l = \overline{1; l}, \quad m = \overline{1; m}, \quad n = \overline{1; n} \quad (7)$$

$$R_{II} = f[\Delta v_k, \Delta t_l, E_m, (x, y, z)_n], \quad k = \overline{1; k}, \quad l = \overline{1; l}, \quad m = \overline{1; m}, \quad n = \overline{1; n}, \quad (8)$$

$$R_{III} = f[\Delta v_k, \Delta t_l, E_m, (x, y, z)_n], \quad k = \overline{1; k}, \quad l = \overline{1; l}, \quad m = \overline{1; m}, \quad n = \overline{1; n}. \quad (9)$$

Доповнення діючої мережі оптичним ресурсом позначається на зниженні величини взаємовпливів між обладнанням.

Обговорення результатів. Способи протидії дестабілізуючим факторам і критерії оцінки сталості функціонування телекомунікаційної мережі наведено в табл. 2.

Таблиця 2

Результат дії ДФ	Протидія ДФ	Критерій оцінки сталості
Відмова/збій вузла, ділянки лінії	Підвищення сталості ТЗ в умовах дії ДФ Резервування ресурсів	Сталість ТЗ Зв'язність ТЗ
Дія завад, спотворень, ослаблення, розсіювання, маскування тощо	Зниження взаємовпливів за рахунок: - захисту від стороннього випромінювання шляхом екранування, яке забезпечує поглинання, перетворення чи відбиття завад, або розміщення ТЗ поза зоною впливу завад, або усунення впливу завад на ТЗ; - придушення стороннього і власного випромінювання, які можуть дестабілізувати власну роботу і роботу інших ТЗ	Співвідношення сигнал/завада Величина часткового перетворення енергії

Таблиця 3

ГОСТ Р 53111-2008 [2]	Поточна робота
Структура побудови ТКМ забезпечує три незалежних шляхи зв'язку для основних напрямків зв'язку	Структура побудови ТКМ забезпечує (щонайменше) три незалежних шляхи зв'язку для основних напрямків зв'язку
У мережі електрозв'язку забезпечується можливість перерозподілу каналів на основних напрямках зв'язку	Те саме
У мережі електрозв'язку передбачено взаємодію з іншими мережами електрозв'язку для забезпечення взаємного резервування каналів зв'язку	Те саме
У мережі електрозв'язку застосовуються лінії зв'язку з різними середовищами передавання	У мережі електрозв'язку застосовуються лінії зв'язку з різними ресурсними блоками каналів, які на додаток до різних інтервалів частот і часових інтервалів використовують різні середовища передавання і сигнали різної фізичної природи
У мережі електрозв'язку передбачається система відновлення об'єктів зв'язку в разі їх можливого руйнування	Те саме
На основних напрямках зв'язку застосовуються кабелі зв'язку, прокладені в ґрунті	На основних напрямках зв'язку застосовуються різні середовища передавання і сигнали різної фізичної природи

Висновки. Дослідження показали покращення сталості функціонування телекомунікаційної мережі енергетичної системи після впровадження бездротової гібридної топології за рахунок:

- нарощування розгалуженості й збільшення резервування ліній зв'язку мережі з метою збільшення її показників зв'язності до необхідних значень;
- переключення в різних атмосферних умовах між каналами з різною фізичною природою, що обумовлює вибір каналу з меншим послабленням сигналу, завмиранням, розсіюванням

енергії. Ці дії призводять до підвищення рівня корисного сигналу і збільшення співвідношення сигнал/завада;

– використання в різних атмосферних умовах радіо і оптичного обладнання, яке має низьке значення часткового перетворення енергії, що обумовлює високу сумісність засобів телекомунікацій.

У табл. 3 представлено порівняння критеріїв сталості ГОСТ Р 53111-2008 і поточної роботи.

1. Технічна політика ДП "НЕК "Укренерго" у сфері розвитку та експлуатації магістральних та міждержавних електричних мереж. СОУ НЕК 20.261:2018 Київ: ДП "НЕК "Укренерго". 2018. 114 с.
2. Устойчивость функционирования сети связи общего пользования. Требования и методы проверки. ГОСТ Р 53111-2008. Москва: Стандартинформ, 2009. 16 с.
3. Половко А.М., Гуров С.В. Основы теории надежности. Санкт-Петербург: БХВ. Петербург, 2006. 704 с.
4. Recommendation ITU-R P.1817-1.02.2012 Propagation data required for the design of terrestrial free-space optical links. Geneva: ITU, 2007. 17 p.
5. Report ITU-R SM.2422-0.06/2018. Visible light for broadband communications. SM Series, Spectrum management. Geneva: ITU, 2007. 16 p.
6. Recommendation ITU-R P.1814* 08.2007 Prediction methods required for the design of terrestrial free-space optical links. Question ITU-R 228/3. Geneva: ITU, 2007. 12 p.
7. Recommendation ITU-T G.872.01.201 Series G: transmission systems and media, digital systems and networks. Digital networks. Optical transport networks. Architecture of optical transport networks. Geneva: ITU, 2007. 61 p.
8. Анахов П.В. Збільшення пропускної спроможності ділянки телекомунікаційної мережі за рахунок просторово-енергетичного мультиплексування. *Реєстрація, зберігання і обробка даних*. 2017. Т. 19, № 1. С. 50–54.
9. Вимоги з ядерної та радіаційної безпеки до інформаційних та керуючих систем, важливих для безпеки атомних станцій. НП 306.2.202-2015. 22.07.2015. № 140.
10. Барабаш О.В., Бодров С.В., Мусієнко А.П. Аналіз побудови мережі відеоконтролю пунктів митного спостереження на основі функціонально стійкої системи. *Зв'язок*. 2014. № 2. С. 8–11.
11. Santamarina J. C., Fratta D. Dynamic energy coupling. Electro-seismic and Seismo-electric effects. *Transport in Porous Media*. 2003. Vol. 50, No. 1–2. Pp. 152–178. DOI: <https://doi.org/10.1023/A:1020648204185>.

УДК 621.391

ПОВЫШЕНИЕ УСТОЙЧИВОСТИ ФУНКЦИОНИРОВАНИЯ ТЕЛЕКОММУНИКАЦИОННОЙ СЕТИ ЭНЕРГЕТИЧЕСКОЙ СИСТЕМЫ ПУТЕМ ВНЕДРЕНИЯ БЕСПРОВОДНОЙ ГИБРИДНОЙ ТОПОЛОГИИ

П.В. Анахов

ГП "НЭК "Укрэнерго",

ул. Симона Петлюры, 25, Киев, 01032, Украина

Старение оборудования, климатические изменения, рост масштабов хозяйственной деятельности, война на Донбассе обуславливают повышенную аварийность телекоммуникационной сети за счет разрушительного действия этих многочисленных дестабилизирующих факторов. Работа сети при таких обстоятельствах определяется ее устойчивостью, обеспечение которой заключается в сохранении работы при выходе из строя части элементов. Международный союз электросвязи для повышения устойчивости сети рекомендовал применение в свободном пространстве беспроводной гибридной радиооптической технологии передачи FSO/RF. Также перспективной телекоммуникационной технологией, которая позиционируется для расширения радиочастотного спектра волн сетей доступа, считают беспроводную оптическую связь Li-Fi. Архитектура сети с гибридной топологией в дополнение к временному и частотному мультиплексированию каналов связи поддерживает мультиплексирование с разделением сигналов по физической природе и средах передачи. Исследования показали улучшение устойчивости функционирования телекоммуникационной сети энергетической системы после внедрения беспроводной гибридной топологии за счет следующих действий: 1) наращивания разветвленности и увеличение резервных линий связи сети с целью увеличения ее показателей связности до требуемых значений; 2) переключения в различных атмосферных условиях между каналами с разной физической природой, что обуславливает выбор канала с меньшим ослаблением сигнала, замиранием, рассеянием энергии; эти действия оборачиваются повышением уровня полезного сигнала и увеличением отношения сигнал/шум; 3) использования в различных атмосферных условиях радио и оптического оборудования с низкой величиной частичного преобразования энергии, что обуславливает высокую совместимость средств телекоммуникаций. Библ. 11, рисунок, табл. 3.

Ключевые слова: дестабилизирующий фактор, резервирование в сети, реконфигурация сети, устойчивость средств, совместимость средств.

INCREASE OF SUSTAINABILITY OF THE TELECOMMUNICATION NETWORK OF ENERGY TRANSMISSION SYSTEM BY THE IMPLEMENTATION OF THE WIRELESS HYBRID TOPOLOGY

P.V. Anakhov

SE "NPC "Ukrenergo",

25 Symona Petliury str., Kyiv, 01032, Ukraine

Aging of equipment, climatic changes, the growth of economic activity, the war in the Donbass cause an increased accident rate of the telecommunications network due to the action of numerous destabilizing factors. The operation of network in such circumstances is determined by its sustainability, the maintenance of which consists in preserving the work, when part of the elements fail. The International Telecommunication Union to improve network sustainability has recommended the use of wireless hybrid radio-optical transmission technology FSO/RF in free space; also a promising telecommunications technology, which is positioned to expand the radio frequency spectrum of last mile, consider wireless optical communication Li-Fi. The network architecture with a hybrid topology in addition to time and frequency multiplexing of communication channels supports multiplexing with the separation of signals in conformity with their physical domain and transmission media. Studies have shown an improvement in the sustainability of the telecommunications network of the energy system after the introduction of the wireless hybrid topology through the following actions: 1) increasing branching and redundant of telecommunication lines of the network to increase its network connectivity to the required values; 2) switching in different atmospheric conditions between channels with different physical nature, which causes the choice of a channel with less signal attenuation, fading, energy dissipation; these actions result in an increase of the level of the useful signal and an increase in the signal-to-noise ratio; 3) the use in different atmospheric conditions of radio and optical equipment, with a low value of the partial energy conversion, which leads to a high compatibility of telecommunications facilities. References 11, figure, tables 3.

Key words: destabilizing factor, network redundancy, reconfiguration of network, sustainability of tools, compatibility of tools.

1. SOU NPC 20.261:2018 Technical policy of SE NPC Ukrenergo in the field of development and operation of backbone and interstate electric networks. Kyiv: SE NEK Ukrenergo. 2018. 114 p. (Ukr)
2. GOST P 53111-2008 Sustainability of the functioning of the public communication network. Requirements and verification methods. Moskva: Standartinform, 2009. 16 p. (Rus)
3. Polovko A.M., Gurov S.V. Fundamentals of the theory of reliability. St. Petersburg. 2006. 704 p. (Rus)
4. Recommendation ITU-R P.1817-1.02.2012. Propagation data required for the design of terrestrial free-space optical links. Geneva: ITU, 2007. 17 p.
5. Report ITU-R SM.2422-0 (06/2018) Visible light for broadband communications. SM Series, Spectrum management. Geneva: ITU, 2007. 16 p.
6. Recommendation ITU-R P.1814* 08.2007. Prediction methods required for the design of terrestrial free-space optical links. Question ITU-R 228/3. Geneva: ITU, 2007. 12 p.
7. Recommendation ITU-T G.872. 01.2017. Series G: transmission systems and media, digital systems and networks. Digital networks. Optical transport networks. Architecture of optical transport networks. Geneva: ITU, 2007. 61 p.
8. Anakhov P.V. Increasing of the channel capacity of part of telecommunication network by space-energy multiplexing. *Data Registration, Storage and Processing*. 2017. Vol. 19, No 1. Pp. 50–54. (Ukr)
9. NP 306.2.202-2015 Requirements for nuclear and radiation safety for information and control systems important for the safety of nuclear power plants. 22.07.2015, No 140. (Ukr)
10. Barabash O.V., Bodrov S.V., Musienko A.P. Analysis of building a network video surveillance point of customs supervision on the basis of functional stability system. *Communication*. 2014. No 2. Pp. 8–11. (Ukr)
11. Santamarina J. C., Fratta D. Dynamic energy coupling. Electro-seismic and Seismo-electric effects. *Transport in Porous Media*. 2003. Vol. 50. No 12. Pp. 152–178. DOI: <https://doi.org/10.1023/A:1020648204185>.

Надійшла 11.06.2019

Received 11.06.2019

УДК 621.311.1

DOI: <https://doi.org/10.15407/publishing2019.54.019>

РОЗРОБКА МЕТОДІВ І МОДЕЛЕЙ АНАЛІЗУ АНОРМАЛЬНИХ РЕЖИМІВ ЕЛЕКТРИЧНИХ МЕРЕЖ З МЕТОЮ ЇХ ОПТИМІЗАЦІЇ

В.Г. Кузнецов*, чл.-кор. НАН України, **Ю.І. Тугай****, докт. техн. наук, **В.І. Кошман*****, канд. техн. наук, **В.В. Кучанський******, канд. техн. наук, **Л.Р. Сабарно*******, канд. техн. наук, **І.Ю. Тугай*******, канд. техн. наук, **О.Г. Шполянський*******, канд. техн. наук, **Д.А. Нікішин*******

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

Розглянуто особливості оптимізації аномальних режимів електричних мереж різного рівня ієрархії з метою підвищення надійності, ефективності та якості електропостачання. Особливу увагу приділено несиметричним режимам, в яких параметри сягають небезпечних екстремальних значень. Уточнено моделі електричних мереж та їх елементів з урахуванням особливостей сучасного обладнання та схем побудови. Розроблено нові методи аналізу в умовах наявності в електричних мережах джерел спотворень параметрів режиму. Запропоновано до реалізації засоби корекції та нормалізації аномальних режимів. Досліджено особливості роботи засобів противарійної автоматики за наявності в електричній мережі джерел розосередженої генерації. Реалізація розроблених методів та моделей дасть змогу електричним мережам забезпечити виконання постійно зростаючих вимог до електропостачання сучасних і перспективних споживачів. Бібл. 12.

Ключові слова: електричні мережі, моделювання, аномальний режим, резонансні перенапруги, аперіодична складова, джерела розосередженої генерації.

Сучасні електричні мережі (ЕМ) є високотехнологічними системами з багаторівневою ієрархічною структурою. Кожний елемент ЕМ має свої характеристики електромагнітного поля й обмеження, які в сукупності визначають поведінку мережі в цілому, причому в ній внаслідок об'єктивних тенденцій розвитку постійно підсилюється взаємозв'язок і взаємозумовленість процесів. Опис цих процесів, їх моделювання й пошук оптимальних рішень є предметом фундаментальних досліджень і потребує залучення складного математичного апарату, засобів фізичного й математичного моделювання, сучасних методів аналізу і обчислювальних процедур.

Першочергова вимога до електропостачання – його надійність. Критерій надійності енергозабезпечення залишається основним і в аспекті визначення оптимального режиму роботи електричних мереж. Але слід також пам'ятати, що електроенергія є особливим видом продукції, транспортування якої виконується за рахунок витрат деякої частини самої продукції. І втрати електроенергії під час її передачі й розподілу є неминучими. У той же час їх значення має велику чутливість до змін параметрів режиму, що надає цьому критерію певний пріоритет у разі комплексної оптимізації в ЕМ. Також суттєвим, особливо для споживача, лишається критерій якості електроенергії. Проблема її забезпечення пов'язана з визначенням граничних значень параметрів для зони оптимального режиму в ЕМ [1].

За традиційної постановки задачі оптимізації розглядають тільки нормальні усталені режими, з розрахунку на які було побудовано електричну мережу. Відомо, що багатозафазна система ефективно функціонує тільки тоді, коли всі її ланки симетричні та лінійні, а режим – стабільний. Тому ці вихідні положення було покладено в основу всіх методів оптимізації режимів, які традиційно використовувались для вибору законів керування. Однак у сучасних умовах, у зв'язку з появою й поширенням нових технологічних процесів та систем і, як на-

© Кузнецов В.Г., Тугай Ю.І., Кошман В.І., Кучанський В.В., Сабарно Л.Р., Тугай І.Ю., Шполянський О.Г., Нікішин Д.А., 2019

ORCID ID: * <https://doi.org/0000-0002-5399-2942>, ** <https://doi.org/0000-0002-0704-1863>,

*** <https://doi.org/0000-0001-6473-9478>, **** <https://doi.org/0000-0002-8648-7942>,

***** <https://doi.org/0000-0002-2153-2183>, ***** <https://doi.org/0000-0002-7261-4277>,

***** <https://doi.org/0000-0002-0167-2234>

слідок, безперервним зростанням питомої ваги несиметричних, нелінійних і динамічних споживачів електроенергії, умови функціонування ЕМ все більшою мірою відрізняються від нормальних, проектних. Змінюються також параметри елементів і самої електричної мережі, оскільки відбувається процес технічного переоснащення та модернізації основного обладнання. У разі досягнення критичних відхилень значень параметрів можна говорити про виникнення аномального режиму, для якого використання традиційних методів оптимізації буде неадекватним, а значить, і неефективним.

Предметом наукових досліджень за темою «Розробка методів і моделей аналізу резонансних процесів та мінімізації втрат електроенергії в несиметричних режимах роботи електричних мереж» («Безпека-3», 2014-2018 рр.) було, зокрема, попередження перенапруг як однієї з основних причин виходу з ладу обладнання, що трапляється в ЕМ [2]. Резонанс – явище, яке порівняно часто зустрічається в ЕМ, оскільки в них завжди присутні ємнісні та індуктивні елементи, здатні до коливального обміну енергією. На відміну від комутаційних перенапруг, що з'являються в результаті відключень чи підключень обладнання і тривають соті частки секунди, резонансні виникають непередбачено і можуть існувати порівняно тривалий час. Згідно з нормами Міжнародного стандарту резонансні перенапруги мають бути обмежені шляхом застосування спеціальних заходів. Ці перенапруги не мають братися до уваги під час визначення параметрів обмежувачів перенапруг (ОПН) та вибору ізоляції, оскільки традиційні захисні заходи не є достатніми для попередження ушкоджень обладнання внаслідок резонансних процесів [3].

Заходи захисту силового устаткування від резонансних перенапруг мають бути ефективними як за оперативних переключень, так і за автоматичних відключень. Вони мають або запобігати виникненню резонансного процесу (змінювати еквівалентні параметри заступних схем устаткування), або з високим ступенем швидкодії виявляти його початок та придушувати збуджуючу силу (робити колювання згасаючими).

У результаті проведеного критичного аналізу відомих моделей і методів аналізу режимів ЕМ з ефективним заземленням нейтралі було розроблено вимоги щодо засобів дослідження аномальних режимів з урахуванням можливості виходу значень окремих параметрів за припустимі межі. Для кожного з розглянутих аномальних режимів визначено умови збереження функціональності системи та заходи забезпечення виконання цих умов.

Було вдосконалено моделі магістральних ліній електропередачі (ЛЕП) надвисокої напруги (НВН) та великої довжини, зокрема для ліній, які йдуть в одному коридорі. Дослідження показали, що вплив наближених ліній на власні ємності та індуктивності є відчутним лише для нульових послідовностей. Ємності та індуктивності прямої послідовності за наявності наближеної ЛЕП майже не змінюються. У той же час наявність наближеної лінії призводить до зменшення частоти власних коливань резонансного кола відносно відключеної фази ЛЕП. Якщо зближення ЛЕП відбувається на всій їх довжині з мінімально припустимою відстанню між крайніми фазами, то зсув резонансної частоти складає близько 0,25 Гц. Це явище може бути корисним з огляду на попередження перенапруг у паузі однофазного автоматичного повторного включення (ОАПВ), якщо резонансна частота відповідної одиночної лінії не перевищує 50 Гц. В іншому випадку може відбутися зближення частоти власних коливань контуру і частоти вимушених коливань струму ЕМ, що підвищить небезпеку виникнення резонансних перенапруг.

Досліджено вплив на характер розвитку аномальних режимів такого засобу боротьби з несиметрією, як транспозиція ЛЕП. При відстанях між крайніми фазами наближених ідеально транспонованих ЛЕП, що перевищують 80 м, їхні резонансні частоти збігаються з резонансною частотою одиночної ЛЕП. Однак навіть у цих випадках значення вхідних опорів їхніх резонансних контурів будуть мати різницю у 8–10 %, що за певних обставин може вплинути на вибір засобів для запобігання небезпечним резонансним перенапругам. Таким чином, наявність протяжних ділянок наближених ЛЕП навіть за ідеальної транспозиції фаз може суттєво впливати на частотні характеристики їхнього вхідного опору в паузі ОАПВ. Ступінь впливу залежить від наближеності частоти власних коливань утвореного контуру до

частоти ЕМ. Цей факт обов'язково має враховуватись при виборі заходів попередження виникнення резонансних перенапруг в аномальних режимах ЛЕП НВН [4].

Також у роботі було здійснено аналіз впливу ступеня компенсації зарядної потужності аномальних режимів ліній електропередачі надвисокої напруги на характер перетікання електромагнітних процесів у компенсованих лініях електропередачі залежно від ступеня компенсації зарядної потужності. Розглянуто заходи обмеження тривалості існування перенапруг в аномальних режимах та розроблено рекомендації щодо запобігання перетіканню аномальних режимів у аварійні.

Удосконалено методи та математичні моделі для дослідження аномальних перенапруг, які, на відміну від традиційних, дають змогу враховувати поперечну та поздовжню несиметрію ЛЕП НВН, а також умови комутації груп автотрансформаторів на електричних підстанціях, що підвищує адекватність моделювання процесів та обґрунтованість рекомендованих заходів попередження виникнення перенапруг цього типу.

Також виконано дослідження аномальних несиметричних режимів ЕМ за відсутності безпосереднього заземлення нейтралі. Здійснено аналіз протікання дугових перехідних процесів у таких мережах у режимах недостатньої компенсації, а також перекомпенсації ємностей на землю реакторами, що гасять дугу (ДГР). Встановлено, що в таких випадках, на відміну від випадку повної компенсації, ліквідація дугового замикання супроводжується коливальним процесом биття, обумовленим інтерференцією усталеної напруги промислової частоти та вільної складової настільки близької частоти, що вони не сприймаються як два роздільні коливання. Амплітуда коливань, які виникають у цьому разі, періодично збільшується чи зменшується в часі з частотою, рівною різниці частот коливань, які викликали інтерференцію. У разі биття кратності перенапруг на пошкодженій фазі складають $1,62...1,8$, на непошкоджених – $1,5...2,0$. У цьому випадку за високих значень пробивної напруги стає можливим режим багатократних пробойів ослабленого місця.

Зниження перенапруг у мережі при розстроюванні ДГР, а також при його несиметричних режимах, що супроводжуються резонансними перенапругами, може досягатися шляхом застосування високоомного резистора, включеного паралельно ДГР. Правильний вибір резистора приводить до припинення биття напруг на фазах після згасання дуги і, як наслідок, до припинення пробойів на пошкодженій фазі у випадку пробивної напруги ослабленого місця, більшої за фазну. Максимальна кратність перенапруг у таких мережах визначається першим замиканням і не перевищує $2,0...2,2$ [5].

Досліджено протікання дугових перехідних процесів у разі використання одинарних і здвоєних струмообмежувальних реакторів. Встановлено, що хоч кратності перенапруг у схемах зі струмообмежувальними реакторами будуть меншими граничних 6–7 кратних, ймовірність більш високих дугових перенапруг у мережах все ж існує.

Дослідження перебігу перехідних процесів у разі відключення подвійних і двофазних коротких замикань (КЗ) на землю показали, що за таких перехідних процесів слід очікувати появи трикратних перенапруг, і, як наслідок, багатомісних пошкоджень ізоляції, наприклад, одразу декількох високовольтних двигунів чи кабелів (пошкоджень кінцевих кабельних муфт та інших місць з ослабленою ізоляцією). Як запобіжний захист від пошкодження в мережах 6–10 кВ високовольтних електродвигунів слід використовувати швидке селективне відключення однофазних замикань на землю (ОЗЗ) там, де це допустимо за умовами технологічного процесу. Забезпечити селективність можна на основі виконання резистивного заземлення нейтралі мережі (високоомного або низькоомного). Аналогічно відключенню подвійного замикання відбувається й відключення двофазних та трифазних КЗ на землю. Це пов'язано з тим, що існують розкиди ходу контактів, і струми у фазах відключаються неодноразово, що приводить до послідовної зміни виду замикання в процесі відключення пошкодженого приєднання. Наприклад, під час відключення двофазного КЗ на землю гасіння струму в одній з фаз приводить до відновлення напруги на шині за наявності ОЗЗ у мережі (на непогашеній фазі), що аналогічно відключенню подвійного замикання [6].

У мережах напругою 6–10 кВ з малим активним опором, що живляться від трансформаторів великої потужності, для зменшення струмів КЗ застосовуються струмообмежувальні

реактори. У таких мережах у разі комутацій і пошкоджень можливе утворення двочастотних коливальних контурів і виникнення значних перенапруг внаслідок перехідного резонансу. Критеріями виникнення перехідного резонансу є приблизна рівність частот двох ізольованих контурів, які складають двочастотний контур, і значна різниця їхніх хвильових опорів. Обмежити перенапруги, що виникають у подібних ситуаціях, можна шляхом установлення ОПН на початку чи в кінці кабелю, але обов'язково за реактором, а не на шинах. Слід відзначити, що ОПН, встановлені на шинах, не забезпечать захисту обладнання.

У роботі набули свого подальшого розвитку математичні моделі і методи оцінки електромагнітної сумісності та методи аналізу й оптимізації режимів в умовах спотворення якості електроенергії. Розроблено математичні моделі для різних видів електротехнічного обладнання, які дозволяють визначати додаткові втрати активної потужності та температури додаткового перегріву від несиметрії та несинусоїдальності напруг.

Шляхом аналізу фізичних процесів отримано залежності активних опорів елементів мережі від спотворень якості електроенергії. Розроблено моделі для визначення еквівалентних опорів елементів мережі 35–220 кВ, які враховують зростання опорів за одночасного впливу несинусоїдальності та несиметрії напруг. Запропоновано методику представлення показників якості електричної енергії у вигляді нечітких чисел та інтервалів. Розроблено модель для векторної оптимізації втрат електричної енергії та підвищення її якості з урахуванням невизначеності вихідної інформації та значень цільових функцій. Підтверджено, що найменші втрати електричної енергії будуть спостерігатись у схемі з активних опорів, коли фізичний принцип найменшої дії реалізується відносно розсіювання активної потужності в елементах мережі. У той же час зроблено висновок, що неоднорідність є внутрішнім фактором ЕМ, тому її компенсацію доцільно виконувати введенням додаткових електрорушійних сил (ЕРС) у замкнені ланцюги схеми.

Тензорний підхід до аналізу режимів ЕМ дав змогу розробити метод визначення ЕРС нормалізації, який визначає необхідний вплив на внутрішні, а не на зовнішні параметри ЕМ, як це традиційно прийнято, через зміну струмів розімкнених ланцюгів [7]. Виконано алгоритмічну та програмну реалізацію методу для моделювання режимів ЕМ високої напруги сучасного рівня складності. Знайдені значення ЕРС на практиці можуть бути реалізовані для оптимізації режимів ЕМ з незаземленою нейтраллю, причому запропонований метод, на відміну від існуючих, надає можливість враховувати реальні напруги джерел живлення мережі, а також обирати закон регулювання [8].

На базі математичної моделі неоднорідної ЕМ отримано значення необхідних коефіцієнтів трансформації в поздовжньо-поперечних регуляторах автотрансформаторів підстанцій надвисокої напруги для характерних режимів енергосистеми, що підвищує достовірність рішень під час керування режимом [9]. Спрямоване на нормалізацію керування системними потоками енергії дає змогу знизити втрати енергії на 9...11 %. Отримали подальший розвиток теоретичні принципи ефективного використання ліній електропередачі з підсиленням електромагнітним зв'язком між фазами. Розроблений засіб нормалізації режиму складних ієрархічних мереж відрізняється від відомих ліній FACTS меншою вартістю, більшою надійністю та екологічністю. Так, очікувана економія капітальних вкладень становить 10...30 % при перерахуванні на одиницю потужності. Спостерігаємо збільшення в 2...4 рази густини потоку потужності через поперечний переріз лінії, зниження екологічного впливу завдяки зменшенню максимальної величини напруженості електричного поля під лініями на 15...40 % і майже подвійне скорочення площі земельних угідь, відчуваних під будівництво ліній електропередачі.

Результати роботи було впроваджено:

– у мережах напругою 10 кВ АТ «Харківобленерго»: рекомендації щодо запобігання резонансних процесів у неповнофазних режимах роботи елементів систем електропостачання з ізольованою нейтраллю; моделі аналізу втрат електричної енергії в системах електропостачання з урахуванням показників якості електроенергії; засоби пошуку оптимальних квазістаціонарних аномальних режимів у розподільних ЕМ з урахуванням взаємодії мереж різного рівня;

– у системі електропостачання ПАТ «Азот»: визначення умов виникнення резонансних процесів у системах електропостачання з компенсуючими пристроями та джерелами кондуктивних завад; методика визначення додаткових втрат у елементах системи електропостачання за наявності несинусоїдальних спотворень; модель визначення втрат електричної енергії в системах електропостачання з урахуванням її якості;

– у проектній організації ТОВ «ЕНКОР ПЛЮС»: імітаційна модель для аналізу електромагнітних комутаційних перехідних процесів за неповнофазного режиму роботи груп шунтувальних реакторів та автотрансформаторів; методика визначення граничних значень довжини ліній електропередачі надвисокої напруги, що небезпечні з точки зору можливого виникнення резонансних перенапруг.

Використання зазначених результатів роботи дало змогу підвищити достовірність інформації про стан мереж, запобігти появі аварійних процесів, скоротити втрати електричної енергії та підвищити її якість, а також покращити умови безпеки персоналу і постачання електроенергії населенню.

Подальше використання результатів роботи пропонується в організаціях, що займаються проектуванням (інститут «Енергомережпроект», фірми-проектанти систем електропостачання) та експлуатацією ЕМ (ДП «НЕК «Укренерго», акціонерні обленерго), з метою попередження розвитку аварійних процесів внаслідок аномальних перенапруг, а також втрат електричної енергії та підвищення її якості. За результатами досліджень було опубліковано 67 робіт, отримано 2 патенти.

Фінансується за держбюджетною темою «Розробка методів і моделей аналізу резонансних процесів та мінімізації втрат електроенергії в несиметричних режимах роботи електричних мереж» (шифр «Безпека-3»), яка виконувалася за Постановою Бюро ВФТПЕ НАНУ від 15.10.2013 р, протокол № 14. Державний реєстраційний номер роботи 0114U001465.

Дослідження з нормалізації режимів ЕМ здійснювались також під час виконання робіт за темою: **«Підвищення надійності виконання комутацій в компенсованих магістральних лініях електропередачі надвисокої напруги»** в рамках Цільової комплексної програми наукових досліджень НАНУ “Науково-технічні основи енергетичного співробітництва між Україною та Європейським Союзом” (“Об’єднання-3”) у 2016-2018 рр. Мета роботи полягала у виявленні характеру протікання електромагнітних процесів у компенсованих магістральних лініях електропередачі, встановленні причин можливого виникнення аварійних режимів, розробці заходів та рекомендацій для їх запобігання.

Слід відзначити, що процес модернізації магістральних ЕМ України шляхом поступової заміни застарілих масляних та повітряних вимикачів на сучасні елегазові, який здійснюється останнім часом, показав, що поряд з отриманням очевидних переваг у результаті такої заміни виникає також небезпека появи непередбачуваних аварійних режимів. Так, за певних умов відбувається пошкодження основних контактів і руйнування дугогасильних камер. Як наслідок, відбувається відключення потужних магістральних ліній електропередачі надвисокої напруги, які з’єднують окремі частини енергосистеми та забезпечують видачу потужності атомними електростанціями (АЕС). Таке руйнування пов’язано з особливостями фізичних процесів, що відбуваються в їхніх дугогасильних камерах за різного роду комутацій, які впливають на умови експлуатації не тільки самих вимикачів, але й електричної ізоляції комутуваного електрообладнання. Тому підвищення надійності виконання комутацій у компенсованих магістральних лініях ЛЕП НВН є актуальною науковою та технічною задачею [10].

За результатами досліджень удосконалено та реалізовано в середовищі MATLAB&Simulink математичну модель ЛЕП НВН, яка, на відміну від традиційних, враховує динамічну зміну параметрів елементів передачі та дає можливість програмування процесу виконання комутації елегазового вимикача. Це дало змогу виконати ретельний, без істотних спрощуючих припущень аналіз електромагнітних процесів у ЛЕП НВН як в нормальних, так і в аномальних режимах. Таким чином, отримано якісно нові результати досліджень і забезпечено гарантоване знаходження всіх можливих областей значень параметрів магістральних ЕМ, в яких зустрічаються небезпечні аномальні перенапруги та надструми.

Шляхом моделювання несиметричних режимів живлення ЛЕП НВН (при ОАПВ та в інших аномальних режимах) досліджено особливості появи небезпечних квазістаціонарних перенапруг резонансного характеру на ізоляції «фаза–земля» відключених фаз залежно від довжини ЛЕП та розміщення шунтувальних реакторів (ШР) на підстанціях та електростанціях. Навіть якщо напруга «фаза–земля» не несе особливої небезпеки, шляхом моделювання слід перевіряти напругу на поздовжній ізоляції вимикача лінії в умовах різних перехідних процесів, що супроводжують утворення неповнофазних режимів. Це дає змогу попередньо оцінити необхідність реалізації спеціальних заходів попередження небезпечних перенапруг.

Досліджено та рекомендовано для використання на практиці за неповнофазного режиму лінії перехід на кінцевих підстанціях з повнореакторного режиму в неповнореакторний для однойменних фаз груп ШР, що дає змогу вивести ЛЕП НВН критичної довжини з резонансних умов та уникнути аномальних перенапруг під час безструмової паузи ОАПВ без застосування спеціальних заходів.

Доведено, що застосування компенсаційних реакторів (КР) – ефективний захід для зменшення не тільки струму підживлення дуги, але й розлагодження можливих резонансних кіл за неповнофазного режиму роботи ЛЕП НВН. Але ця можливість КР обмежена, оскільки його індуктивний опір не має перевищувати значення, що відповідає рівню ізоляції нейтрального відводу ШР. У мережах України цей відвід виконується на напругу 35 кВ, що навіть з урахуванням випробувальної напруги 80 кВ обмежує реактивну складову ШР значенням 300 Ом. Тому з метою розширення області використання даного засобу попередження перенапруг ізоляція нейтралі ШР має бути посилена. Рекомендовано в разі замовлення нових ШР обумовити в технічному завданні забезпечення ізоляції нейтралі, яка відповідає класу 110 кВ.

У процесі проектування та експлуатації магістральних ЕМ слід враховувати особливості роботи елегазових вимикачів на ЛЕП, що пов'язані з гасінням аперіодичних струмів. Особливу увагу слід приділяти лініям зі ступенем компенсації зарядної потужності більш ніж 0,6. У таких мережах по можливості слід уникати швидких циклів «увімкнення–вимкнення» (симетричних або несиметричних). Зокрема, у таких випадках слід звернути увагу на особливості конкретної реалізації релейним захистом циклу швидкого трифазного автоматичного повторного включення, в якому можливе пошкодження вимикача через аперіодичну складову струму. Рекомендовано також магістральним електричним мережам, що використовують як лінійні елегазові вимикачі, надати виробникам пропозиції щодо конструктивних доробок вимикачів, що дасть змогу надійно виконувати комутації ЛЕП НВН з високим ступенем компенсації ємності ліній ШР (імовірно, варто було б удосконалити конструкцію дугогасильної системи).

Для можливості перевірки надійної роботи елегазових вимикачів виробник повинен у технічній документації вказувати допустимі параметри аперіодичної складової в сумарному струмі: її рівень та інтервал часу, протягом якого миттєве значення сумарного струму має досягти нульового значення. Також слід зазначити, що налаштування пристрою керованої комутації елегазового вимикача має виконуватись за результатами моделювання перехідних процесів характерних режимів конкретної ЛЕП з одночасним контролем рівнів аперіодичних складових струмів. Для боротьби з аперіодичною складовою струму ЛЕП НВН з підключеними ШР, якщо її небезпека підтверджена розрахунками, найбільш простим заходом є відмова від комутації ЛЕП НВН з критичним числом реакторів у випадку, коли така можливість підтверджена відповідними розрахунками. В іншому разі слід передбачити додаткові технічні засоби щодо обмеження значення аперіодичної складової струму.

Досліджено можливість використання передвключеного резистора для запобігання існуванню аперіодичної складової в струмі елегазового вимикача. Доведено, що використання попереднього підключення резистора не супроводжується будь-якими небажаними наслідками для інших елементів електропередачі. Розрахунки показали, що значення опору цих резисторів має бути в 2–3 рази більшим, ніж для обмеження комутаційних перенапруг.

Для зменшення значення аперіодичних струмів доцільно використовувати відповідне налаштування блоків керованої комутації елегазових вимикачів, якщо результати моделювання процесів покажуть, що точність їх роботи є достатньою для умов конкретної ЛЕП

НВН. Але слід враховувати, що для боротьби з аперіодичною складовою струму блоки мають бути налаштовані на включення ЛЕП поблизу від максимального значення напруги, тим часом як у разі потреби обмеження комутаційних перенапруг блоки слід налаштовувати на включення ЛЕП поблизу від нульового значення напруги. Тому треба реалізувати компромісне налаштування за результатами моделювання для конкретних умов.

Розроблені моделі та методи впроваджено на підстанції ПС-750 кВ «Північно-українська» Північної магістральної електричної мережі, а також передано в ДП «НЕК «Укренерго» для використання в процесі проектування нових ЛЕП НВН.

Результати роботи відображено у 18 публікаціях у фахових виданнях України та за кордоном, в тому числі таких, що входять до наукометричних баз Scopus та Web of Science. Зроблено 9 доповідей на міжнародних науково-технічних конференціях.

Фінансується за держбюджетною темою «Підвищення надійності виконання комутацій в компенсованих магістральних лініях електропередачі надвисокої напруги» в рамках Цільової комплексної програми наукових досліджень НАНУ “Науково-технічні основи енергетичного співробітництва між Україною та Європейським Союзом” (шифр “Об’єднання-3”), яка виконувалась за постановами Президії НАН України від 30.12.2015 № 311, 20.01.2016 № 12 та розпорядженнями Президії НАН України від 25.03.2016 № 180 від 02.02.2017 № 99, 01.02.2018 № 69. Державний реєстраційний номер роботи 0116U006587.

Важливим засобом забезпечення надійності електропостачання за аномальних режимів є протиаварійна автоматика. Тому подальшому удосконаленню цих засобів була присвячена науково-дослідна робота «Дослідження аварійних режимів роботи ЕМ для розробки протиаварійної автоматики», що виконувалася в рамках прикладної тематики **«Дослідити режими та створити засоби протиаварійного керування завантаженням перетинів енергосистем зі значною часткою відновлюваних джерел енергії»** (“Монітор-ПК”, 2016-2018 рр.). Метою цієї роботи було дослідження неповнофазних режимів роботи мереж із джерелами розподіленої генерації (ДРГ), ефективності роботи систем релейного захисту та розробка заходів і засобів підвищення надійності та безаварійності таких мереж [11].

Впровадження розподіленої генерації в енергетику України має безсумнівні переваги, але одночасно створює низку проблем, у тому числі з належним функціонуванням релейного захисту і автоматики (РЗА). За рахунок частоті зміни схеми живлення змінюються значення струмів КЗ, що призводить до хибних спрацьовувань і порушень узгодженості дії пристроїв РЗА. Розподілена генерація може стати причиною збільшення і зменшення зон дії РЗА, порушення селективності й перерв у електропостачанні споживачів. На рівні розподільчої мережі стає можливим багатостороннє живлення місця пошкодження, з’являються нові, раніше нехарактерні види збурень і аварій, змінюються характеристики електромагнітних і електро-механічних перехідних процесів. Проблеми під час побудови і налаштування РЗА істотно розширюються і ускладнюються. Проведений аналіз публікацій показав, що параметри заступних елементів існуючих моделей мереж не відповідають параметрам реального електрообладнання, а також відсутні моделі пристроїв струмового захисту, які б дали змогу інтегрувати їх з розробленими в середовищі MATLAB&Simulink моделями ЕМ.

Особливості джерел розподіленої генерації (ДРГ) обумовили детальне вивчення їхніх властивостей і характеристик, розробку відповідних математичних моделей роботи в різних режимах [12]. Водночас було удосконалено методи аналізу режимів роботи систем електропостачання, що враховують особливості ДРГ, їхньої надійності, стійкості тощо. Також поставлено і вирішено задачі дослідження неповнофазних режимів роботи мереж з ДРГ, а також розробки заходів і засобів підвищення надійності та безаварійності таких мереж. Було досліджено виникнення неповнофазних режимів за різних варіантів роботи мереж з ДРГ та запропоновано як інформативний параметр виникнення таких режимів використовувати або відношення струмів зворотної та прямої послідовностей, або відношення умовної потужності зворотної послідовності та повної потужності навантаження. Проведені дослідження роботи мереж з різним режимом заземлення нейтралі підтвердили доцільність впровадження резистивного заземлення нейтралі.

Дослідження перенапруг, що виникають під час підключення/відключення автономного генератора до шин підстанції, дали змогу встановити, що уникнення небезпечних перенапруг у мережах генераторної напруги автономної електричної станції за однофазних дугових замикань досягається шляхом високоомного заземлення нейтралі генератора. У мережах генераторної напруги ОПН слід встановлювати безпосередньо на виводах генератора. У разі заземлення нейтралі генератора через високоомний резистор величиною 6,5 кОм характеристики ОПН вибираються, виходячи з необхідного рівня обмеження перенапруг, що виникають при «грубій» синхронізації генераторів. У випадку оснащення автономних електричних станцій вакуумними вимикачами швидкість відновлення електричної міцності міжконтактного проміжку у вакуумній дугогасильній камері має забезпечувати відсутність повторних запалювань, що спричиняють неприпустимо великі кратності виткових перенапруг. Цій умові при випередженні моменту початку розходження контактів перед моментом проходження струму промислової частоти, що відключається, через нульове значення порядку 300 мкс відповідає швидкість відновлення електричної міцності міжконтактного проміжку не менш ніж 60–80 кВ/мс.

Встановлено, що в ЕМ з ДРГ зміни режимів роботи джерел і зміни схеми живлення призводять до помилкових спрацьовувань і порушення узгодженості дій пристроїв РЗА. Оскільки у таких мережах не передбачена адаптація налаштувань РЗА, за умови виникнення пошкоджень для підтримання функціонування мережі відключаються всі джерела ДРГ. Це допомагає відновити структуру радіальної розподільчої мережі й узгоджену дію пристроїв РЗА, однак у такому разі відключаються споживачі, що безпосередньо живляться від джерел ДРГ. Отримані результати свідчать про необхідність розробки пристроїв захисту, адаптивних до змін режимів роботи й експлуатаційних параметрів мережі.

Основні результати роботи, а саме рекомендації щодо запобігання неповнофазним режимам у мережах з розподіленою генерацією, щодо уникнення перенапруг під час підключення до шин підстанції автономного генератора та його відключення, а також модель універсальної адаптивної системи струмових захистів розподільчих мереж з розподіленою генерацією впроваджено у АТ «Харківобленерго». Подальше використання результатів роботи пропонується в організаціях, що займаються проектуванням та експлуатацією ЕМ, з метою попередження розвитку аварійних процесів внаслідок перенапруг, неповнофазних режимів, а також неправильних дій пристроїв релейного захисту. Результати роботи відображено в 16 публікаціях у фахових виданнях України, отримано 1 патент.

Фінансується за держбюджетною темою «Дослідити режими та створити засоби протиаварійного керування завантаженням перетинів енергосистем зі значною часткою відновлюваних джерел енергії» (шифр “Монітор-ПК”) за Постановою Бюро ВФТПЕ НАНУ від 07.07.2015, протокол № 11. Державний реєстраційний номер роботи 0115U004417.

Висновки. 1. Визначено засади, здійснено розвиток теорії, розроблено математичні моделі й методи для дослідження аномальних режимів у електричних мережах, які виникають під дією зовнішніх факторів спотворень та в результаті змін внутрішньої структури. Отримані результати в сукупності є теоретичним узагальненням та новим вирішенням важливої для електроенергетики науково-прикладної проблеми поліпшення надійності та ефективності електропостачання на основі спеціальних заходів, які ґрунтуються на розроблених моделях і методах аналізу.

2. Удосконалено методи та математичні моделі для дослідження аномальних перенапруг, які, на відміну від традиційних, дають змогу враховувати поперечну та повздовжню несиметрію ЛЕП НВН, а також умови комутації груп автотрансформаторів на електричних підстанціях, що підвищує адекватність моделювання процесів та обґрунтованість рекомендованих заходів попередження виникнення аномальних перенапруг. Розроблено моделі ЛЕП НВН, що йдуть на місцевості в одному коридорі. Використання реальних значень параметрів заступних схем дало змогу виявити небезпеку виникнення перенапруг з урахуванням зсуву резонансної частоти.

3. Також виконано дослідження аномальних несиметричних режимів розподільних ЕМ середньої напруги. Виконано аналіз протікання дугових перехідних процесів у таких мережах у режимах недостатньої компенсації, а також перекомпенсації ємностей на землю ДГР. Встановлено, що у таких випадках, на відміну від випадку повної компенсації, ліквідація дугового замикання супроводжується коливальним процесом биття, обумовленим інтерференцією усталеної напруги промислової частоти та вільної складової близької частоти.

4. Розроблено моделі роботи ЕМ з ДРГ за наявності пристроїв РЗА. Вони дають змогу перевіряти розраховані уставки і характеристики спрацювання, а також виявляти режими, що призводять до їхніх неправильних дій. Результати імітаційного моделювання аварійних режимів роботи мережі (трифазне КЗ, двофазне КЗ і ОЗЗ) за незмінної напруги мережі показали, що модель працює коректно, режими і часові характеристики відповідають реальним режимам роботи і характеристикам пристроїв РЗА. Запропонована система адаптації уставок суттєво підвищує надійність роботи ЕМ та може бути інтегрована з сучасними мікропроцесорними пристроями РЗА.

1. Кузнецов В.Г., Тугай Ю.І., Шполянський О.Г., Тугай І.Ю. Використання динамічних та нечітких математичних моделей при аналізі якості електричної енергії. *Праці Інституту електродинаміки Національної академії наук України*. 2014. Вип. 38. С. 130–136.
2. Кузнецов В.Г., Тугай Ю.І., Кучанський В.В., Лиховид Ю.Г., Мельничук В.А. Резонансні перенапруги у несинусоїдному режимі магістральної електричної мережі. *Електротехніка та електромеханіка* 2018. № 2. С. 69–73.
3. Кузнецов В.Г., Тугай Ю.І., Кучанський В.В. Вплив коронного розряду на кратність внутрішніх перенапруг у магістральних електричних мережах. *Технічна електродинаміка*. 2017. № 6. С. 55–60.
4. Тугай Ю.І., Ганус О.І., Старков К.О. Комутаційні перенапруги у трансформаторах напруги. *Технічна електродинаміка*. 2016. № 5. С. 73–75.
5. Кошман В.І., Сабарно Л.Р., Севастюк І.М. Пристрій захисту розподільної електричної мережі від обриву проводу. *Праці Інституту електродинаміки Національної академії наук України*. 2015. Вип. 40. С. 44–48.
6. Сабарно Л.Р., Кошман В.І., Севастюк І.М. Дослідження дугових перенапруг у випадку одно- і двофазних замикань на землю у розподільній мережі з ізольованою нейтраллю. *Енергетика та комп'ютерно-інтегровані технології в АПК*. 2017. № 1(6). С. 17–21.
7. Тугай Ю.І. Нормалізація режимів електричних мереж при паралельній роботі. *Праці Інституту електродинаміки Національної академії наук України*. 2015. Вип. 40. С. 10–14.
8. Кузнецов В.Г., Тугай Ю.І., Нікішин Д.А. Оптимізація режимів сучасних систем електропостачання АПК. *Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства імені Петра Василенка*. 2015. Вип. 164. С. 44–45.
9. Тугай Ю.І., Демов О.Д., Нікішин Д.А., Півнюк Ю.Ю. Декомпозиція електричних мереж при оптимізації реактивних потужностей. *Праці Інституту електродинаміки Національної академії наук України*. 2018. Вип. 50. С. 11–15.
10. Кузнецов В.Г., Тугай Ю.І., Шполянський О.Г. Аналіз передумов пошкодження елегазових вимикачів у електричних мережах 750 кВ. *Праці Інституту електродинаміки Національної академії наук України*. 2017. Вип. 47. С. 16–22.
11. Тугай Ю.І., Нікішин Д.А., Гай А.В. Статистична модель для аналізу надійності систем електропостачання. *Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства імені Петра Василенка*. 2018. Вип. 195. С. 7–8.
12. Козирський В.В., Тугай І.Ю., Тютюнник Ф.О. Про використання тензорного аналізу в задачах визначення запасу статичної стійкості електричних систем за наявності джерел розподіленої генерації. *Праці Інституту електродинаміки Національної академії наук України*. 2018. Вип. 50. С. 23–27.

УДК 621.311.1

РАЗРАБОТКА МЕТОДОВ И МОДЕЛЕЙ АНАЛИЗА АНОМАЛЬНЫХ РЕЖИМОВ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ СЕТЕЙ С ЦЕЛЬЮ ИХ ОПТИМИЗАЦИИ

В.Г. Кузнецов, чл.-корр. НАН України, **Ю.І. Тугай**, докт. техн. наук, **В.І. Кошман**, канд. техн. наук, **В.В. Кучанський**, канд. техн. наук, **Л.Р. Сабарно**, канд. техн. наук, **І.Ю. Тугай**, канд. техн. наук, **А.Г. Шполянський**, канд. техн. наук, **Д.А. Нікішин**

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

Рассмотрена оптимизация аномальных режимов электрических сетей различного уровня иерархии с целью повышения надежности, эффективности и качества электроснабжения. Особое внимание уделено несимметричным режимам, в которых параметры достигают опасных экстремальных значений. Выполнено уточнение моделей электрических сетей и их элементов с учетом особенностей современного оборудования и схем. Раз-

работаны новые методы анализа для условий наличия в электрических сетях источников искажений. Предложены средства коррекции и нормализации аномальных режимов. Исследованы особенности работы средств противоаварийной автоматики при наличии в электрической сети источников рассредоточенной генерации. Реализация разработанных методов и моделей позволит электрическим сетям обеспечить выполнение постоянно растущих требований к электроснабжению современных и перспективных потребителей. Библ. 12.

Ключевые слова: электрические сети, моделирование, аномальный режим, резонансные перенапряжения, апериодическая составляющая, источники рассредоточенной генерации.

DEVELOPMENT OF METHODS AND MODELS OF ANALYSIS OF ABNORMAL MODES OF ELECTRIC NETWORKS WITH THE AIM OF THEIR OPTIMIZATION

V. Kuznetsov, Yu. Tugay, V. Koshman, V. Kuchansky, L. Sabarno, I. Tugai, O. Shpolyansky, D. Nikishin

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

pr. Peremohy, 56, Kyiv, 03057, Ukraine

The optimization of abnormal modes of electric networks of different levels of the hierarchy is considered in order to increase the reliability, efficiency and quality of electricity supply. Particular attention is paid to asymmetric regimes in which parameters reach dangerous extreme values. The models of electric networks and their elements have been specified, taking into account the features of modern equipment and circuits. New methods of analysis have been developed for the sources of distortions in electrical networks. The means for normalization of abnormal regimes have been proposed. The peculiarities of the work of means of emergency automation with the presence of distributed generation sources in the electric network are investigated. Implementation of the developed methods and models will allow electric networks to ensure the fulfillment of constantly increasing demands for the supply quality of modern and promising consumers. References 12.

Key words: electric networks, simulating, abnormal mode, resonance overvoltage, aperiodic component, sources of dispersed generation.

1. Kuznetsov V.G., Tugay Yu.I., Shpolyansky O.G., Tugai I.Yu. Using of dynamic and fuzzy mathematical models in the analysis of the quality of electric energy. *Pratsi Instytutu Elektrodynamiky Natsionalnoi Akademii Nauk Ukrainy*. 2014. No 38. P. 130–136. (Ukr)
2. Kuznetsov V.G., Tugay Yu.I., Kuchansky V.V., Likhvid Y.G., Melnichuk V.A. Resonant overvoltages in the non-sinusoidal mode of the main electrical network. *Electrical engineering and electromechanics*. 2018. No 2. Pp. 69–73. (Ukr)
3. Kuznetsov V.G., Tugay Yu.I., Kuchansky V.V. Influence of the corona discharge on the multiplicity of internal overvoltages in main electrical networks. *Tekhnichna Elektrodynamika*. 2017. No 6. Pp. 55–60. (Ukr.)
4. Tugai Yu.I., Ganus O.I., Starkov K.O. Switching overvoltages in voltage transformers, *Tekhnichna Elektrodynamika*. 2016. No. 5. Pp. 73–75. (Ukr)
5. Koshman V.I., Sabarno L.R., Sevastyuk I.M. Device for protection of the distribution network from the breakdown of the wire. *Pratsi Instytutu Elektrodynamiky Natsionalnoi Akademii Nauk Ukrainy*. 2011. No 40. Pp. 44–48. (Ukr)
6. Sabarno L.R., Koshman V.I., Sevastyuk I.M. Investigation of arc overvoltage in the case of single- and two-phase earth faults in a distributive network with isolated neutral *Power engineering and computer-integrated technologies in the APC*. 2017. No 1 (6). Pp. 17–21. (Ukr)
7. Tugay Yu.I. Normalization of modes of electric networks in parallel work. *Pratsi Instytutu Elektrodynamiky Natsionalnoi Akademii Nauk Ukrainy*. 2015. No 40. Pp. 10–14. (Ukr)
8. Kuznetsov V.G., Tugay Yu.I., Nikishin D.A. Optimization of modes of modern power supply systems of the AIC. *Bulletin of the Kharkov National Technical University of Agriculture*. 2015. No 164. Pp. 44–45. (Ukr)
9. Tugay Yu.I., Demov O.D., Nikishin D.A., Pivenyuk Yu.Yu. Decomposition of electric networks in optimization of reactive capacities. *Pratsi Instytutu Elektrodynamiky Natsionalnoi Akademii Nauk Ukrainy*. 2018. No 50. Pp. 11–15. (Ukr)
10. Kuznetsov V.G., Tugay Yu.I., Shpolyansky O.G. Analysis of the preconditions of damage to SF6 circuit breakers in 750 kV electrical networks. *Pratsi Instytutu Elektrodynamiky Natsionalnoi Akademii Nauk Ukrainy*. 2017. No 47. Pp. 16–22. (Ukr)
11. Tugay Yu.I., Nikishin D.A., Guy A.V. Statistical model for reliability analysis of power supply systems. *Herald of the Kharkov National Technical University of Agriculture*. 2018. No 195. Pp. 7–8. (Ukr)
12. Kozyrsky V.V., Tugay I.Yu., Tyutyunnik F.O. About the use of tensor analysis in problems of determining the reserve of static stability of electric systems in the presence of sources of distributed generation. *Pratsi Instytutu Elektrodynamiky Natsionalnoi Akademii Nauk Ukrainy*. 2018. No 50. Pp. 23–27. (Ukr)

Надійшла 22.08.2019

Received 22.08.2019

УДК 621.311

DOI: <https://doi.org/10.15407/publishing2019.54.029>

ПРОГРАМНЕ ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ РОЗРАХУНКУ І ВИБОРУ УСТАВОК ПАРАМЕТРІВ СПРАЦЬОВУВАННЯ МОДУЛЯ ФАЗОВОГО СЕЛЕКТОРА З СЕКТОРОМ НАВАНТАЖЕННЯ

Н.Ф. Колесникова, О.І. Козлова, О.А. Литвинова

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

*Представлено результати роботи по створенню програмного забезпечення розрахунку і вибору уставок фазового селектора з сектором навантаження. Мета роботи – доповнити розроблений і впроваджений в промислову експлуатацію в «НЕК Укренерго» та його регіональні диспетчерські центри України Комплекс IEDKK10-RW автоматизованих розрахунків аварійних режимів та уставок мікропроцесорних пристроїв REL6** фірми ABB для повітряних ліній та автотрансформаторів в складних електричних мережах обсягом до 10000 вузлів програмним забезпеченням для виконання автоматизованих розрахунків та вибору уставок фазового селектора і сектора навантаження. Роботу виконано у зв'язку з необхідністю правильного і надійного вибору пошкодженої фази в разі короткого замикання протягом всієї довжини лінії, що захищається, у всіх режимах та з метою виключення помилкових спрацьовувань при великих перетоках потужності в терміналі на довгих, сильно навантажених лініях для забезпечення ефективної роботи однофазного автоматичного повторного включення на повітряних лініях. Бібл 1, рис. 7.*

Ключові слова: енергосистема, електрична мережа, уставка релейного захисту, коротке замикання, аварійний режим, програмне забезпечення, фазовий селектор, сектор навантаження.

У електричній мережі високого класу напруг Об'єднаної енергосистеми (ОЕС) України набули широкого розповсюдження мікропроцесорні (МП) пристрої захисту REL6** фірми ABB, що встановлюються на відповідальних внутрішніх, міжсистемних, системоутворюючих та міждержавних лініях електропередачі ОЕС. Такі МП пристрої REL6** забезпечують захист ліній електропередач та автотрансформаторів. У складі цих захистів поряд з струмовими і дистанційними захистами (ДЗ) від усіх видів коротких замикань (КЗ) функціонує і модуль фазового селектора (PHS) з відлаштуванням від навантажувального режиму (Load encroachment) для точного вибору необхідного контуру пошкодження залежно від типу пошкодження. Робота мереж електропередачі в багатьох випадках наближається до меж стійкості. Точність та надійність класифікації різних типів пошкоджень для однофазного відключення і однофазного автоматичного повторного включення (ОАПВ) залишаються актуальними. Тому основним завданням модуля фазового селектора є правильний і надійний вибір пошкодженої фази в разі КЗ протягом усієї довжини лінії, що захищається, у всіх режимах та виключення помилкового спрацьовування в разі великих перетоків потужності в терміналі на довгих, сильно навантажених лініях для забезпечення ефективної роботи ОАПВ на повітряній лінії (ПЛ). Оскільки найбільш поширеним видом КЗ у мережі 110–750 кВ є однофазні (1ф) КЗ (80 %), тобто пошкоджується одна з трьох фаз, має сенс відключення саме пошкодженої фази, для чого використовують вимикачі з пофазним приводом. Це забезпечує стійку роботу мережі, оскільки рештою фаз передається потужність, і райони мережі не ізолюються один від одного (зберігається синхронна робота системи). Релейний захист (РЗ) має точно визначати пошкоджену фазу, щоб уникнути трифазного відключення. Саме для цього є необхідним фазовий селектор, побудований за дистанційним принципом.

Для правильного і надійного вибору пошкодженої фази в разі КЗ протягом всієї довжини лінії, що захищається, у всіх режимах та з метою виключення помилкових спрацьовувань у разі великих перетоків потужності в терміналі на довгих, сильно навантажених лініях для забезпечення ефективної роботи ОАПВ на ПЛ виникла потреба доповнити додатковою можливістю розроблений і впроваджений у промислову експлуатацію в «НЕК Укренерго» та всі його регіональні диспетчерські центри України Комплекс IEDKK10-RW автоматизованих

розрахунків аварійних режимів та уставок типових захистів і захистів у МП пристроях REL6** для ПЛ та автотрансформаторів в складних електричних мережах обсягом до 10000 вузлів. Було розроблено програмні засоби автоматизованих розрахунків уставок параметрів спрацьовування модуля фазового селектора з сектором навантаження. Модуль здійснює вибір пошкоджених фаз за допомогою дистанційних органів: селектор характеризується як неспрямований, але водночас використовується інформація від функції органу спрямованості в прямому і зворотному напрямках. Алгоритм виміру повного опору вимірювальних органів фазового селектора подібний до алгоритму виміру, призначеного для органів дистанційного захисту. Функція селектора має вбудовані засоби від навантажувального режиму, а набір вихідних сигналів також надає інформацію про пошкоджені фази. Сформовані модулем сигнали надходять в логіку відключення для формування команд пофазного (трифазного) відключення.

Програмний комплекс IEDKK10-RW автоматизованих розрахунків аварійних режимів, уставок РЗ та МП захистів REL6** в складних електричних мережах працює в середовищі інтелектуалізованої системи. При розробці інтелектуалізованої системи для автоматизації налаштування засобів захисту енергосистем та енергооб'єднань була прийнята модель подання знань за допомогою фреймів-сценаріїв, що являють собою типову структуру для вибору уставок релейного захисту або розрахунку аварійних режимів і т.ін. та включають характерні елементи цієї ситуації з роз'яснювальною коментуючою інформацією (додаткові знання, особливо при виборі уставок РЗ). Інформація в дужках з покращеною візуалізацією за рахунок підсвічення різними кольорами робить фрейм-сценарій ще більш доступним для огляду на екрані [1]. Мовою подання знань було обрано російську мову в зв'язку з тим, що комплекси ІЕД НАН України в складі розробленої інтелектуалізованої системи впроваджуються не лише в Україні, а і в країнах СНД. З урахуванням викладеного було розроблено фрейм-сценарій вибору уставок фазового селектора і сектора навантаження. Фрейм-сценарій для розрахунку та вибору уставок фазового селектора, а також макети (шаблони) комутацій гілок та вузлів знаходяться в меню у верхньому рядку головного вікна під назвою «Макети».

Уставки модуля PHS підбирають відповідно до вибраних уставок зон дистанційного захисту REL6** для лінії, що розглядається. Ці ставки відображені в таблиці з коментарем «< Заданные параметры измерительного органа ZM >». ДЗ лінії є повносхемним захистом з п'ятьма незалежними зонами, кожна з яких має характеристику і контролює три контури пошкодження від міжфазних КЗ та три контури від КЗ між фазою і землею. ДЗ має можливість відбудови від навантажувального режиму, що збільшує ймовірність виявлення КЗ через великий активний опір на сильно навантажених лініях.

Режим роботи і спрямованість «Operation DIR» кожної із зон дистанційного захисту представлено в таблиці: Forward (прямий), Reverse (зворотний), NoneDir (неспрямований). Характеристика зони в зворотному напрямку симетрична характеристиці в прямому напрямку з розворотом на 180 градусів.

Розрахунки уставок модуля PHS проводяться в розділах 1, 2, 3:

- « Раздел 1- Расчеты X1уст, X0уст при 3ф КЗ и 1ф КЗ »;
- « Раздел 2- Расчет "в прямом направл." RFFwPP, RFFwPE »;
- « Раздел 3- Расчет "в обратном направл." RFRvPP, RFRvPE ».

Розрахунки уставок вирізу від навантаження фазового селектора проводяться в розділах 4, 5, 6:

- « Раздел 4- Расчет зоны выреза "в прямом направл." RLdFw »;
- « Раздел 5- Расчет зоны выреза "в обратном направл." RLdRv »;
- « Раздел 6- Расчет ставки угла выреза от нагрузки ArgLD PHS ».

У кожному розділі виконуються розрахунки відповідних уставок. Відповідно до призначення фазового селектора вимірювальні елементи вибору фази повинні завжди перекривати відповідну зону дистанційного захисту, яка охоплює лінію, що захищається, у всіх режимах. Також варто враховувати вихідний сигнал фазового селектора (PHS), який може бути прийнятий як STCNDZ. Тому розглядаються ступені, налаштовані на сигнал STCNDZ, серед них вибирається зона дистанційного захисту, яка максимально охоплює лінію, що захища-

ється, у всіх режимах як при міжфазних КЗ, так і при однофазних КЗ на землю. Робота програми розрахунку уставок фазового селектору з сектором навантаження демонструється на ПЛ 750 Київська-ХАЕС, що є в схемі «НЕК Укренерго». Для цієї ПЛ – це зона захисту 3, уставки якої максимально її охоплюють.

Розрахунок і вибір уставок фазового селектору в розробленій програмі реалізуються за різними умовами.

1. Уставка $X1_{PHS}$ реактивного опору прямої послідовності модуля PHS при міжфазних і однофазних КЗ є спільною для виборчих органів від усіх видів КЗ, тому вибирається за умовою забезпечення чутливості до КЗ усіх видів в кінці ПЛ, що захищається, а для сильно навантажених ПЛ 330–750 кВ – через *Rпер.розр.* у режимі зустрічного перетікання потужності

$$X1_{PHS} = k_q \cdot X1, \quad (1)$$

де $k_q = 1,1 \dots 1,5$ – коефіцієнт чутливості (для вибраної 3 зони ДЗ значення k_q для PHS приймається з урахуванням можливості забезпечення далекого резервування, як правило, $k_q \geq 1,2$); $X1$ – уставка за реактивним опором прямої послідовності зони ДЗ, яка максимально охоплює ПЛ, що захищається, як у разі міжфазних КЗ, так і у разі однофазних КЗ на землю.

При трифазних КЗ, з огляду на особливості характеристики фазового селектора, уставка $X1_{PHS}$ може бути визначена за перетинанням з лінією спрямованості або за врахуванням RFPP вибраної зони ДЗ:

якщо $X1 \cdot \text{tg}(\text{ArgNeg Re } z - 90) \leq RFPP / 2$, то

$$X1_{PHS} = k_q \cdot (X1 \cdot (\cos(\text{ArgNeg Re } z - 120) / \cos(\text{ArgNeg Re } z - 90))), \quad (2)$$

якщо $X1 \cdot \text{tg}(\text{ArgNeg Re } z - 90) > RFPP / 2$, то

$$X1_{PHS} = k_q \cdot \sqrt{X1^2 + (RFPP / 2)^2} \cdot \cos(\text{arctg}(RFPP / 2 \cdot X1) - 30), \quad (3)$$

де $k_q = 1,1 \dots 1,5$ – коефіцієнт чутливості; $X1$ – уставка за реактивним опором прямої послідовності зони ДЗ, яка максимально охоплює ПЛ, що захищається, як у разі міжфазних КЗ, так і в разі однофазних КЗ на землю; $RFPP$ – уставка за активним опором у місці КЗ зони ДЗ, яка максимально охоплює ПЛ, що захищається, у разі міжфазних КЗ; ArgNegRez – уставка за кутом для верхньої межі характеристики ДЗ у прямому напрямку (спрямованість спрацювання ДЗ у прямому і зворотному напрямках для міжфазних і однофазних пошкоджень).

У цьому разі вибирається більша з величин уставок $X1_{PHS}$, розрахованих за цими умовами за формулами (1)–(3).

2. Уставка $X0_{PHS}$ реактивного опору нульової послідовності модуля PHS вибирається за умовою забезпечення чутливості до однофазних КЗ на землю (з урахуванням прийнятого коефіцієнта компенсації струмом 3ІО-потроєним струмом нульової послідовності):

$$X0_{PHS} = k_q \cdot X0 \cdot k', \quad (4)$$

де $k_q = 1,1 \dots 1,5$ – коефіцієнт чутливості; $X0$ – уставка за реактивним опором нульової послідовності відповідної зони дистанційного захисту від КЗ на землю, яка максимально охоплює ПЛ, що захищається; k' – поправочний коефіцієнт з урахуванням зміни $X1_{PHS}$, обраного в разі 3ф КЗ (максимальне значення з розрахованих уставок PHS $X1$ при однофазних і трифазних КЗ, поділене на мінімальне значення цих розрахованих уставок).

3. Уставки RFFwPP і RFRvPP активного опору в місці КЗ виборчих органів модуля PHS від міжфазних КЗ у «прямому» і «зворотному» напрямках вибираються за умовою забезпечення чутливості до міжфазних КЗ у кінці ПЛ, а для сильно навантажених ПЛ 330–750 кВ через *Rпер.розр.* у режимі зустрічного перетікання потужності. У разі двофазного (2ф) КЗ залежно від характеристичного кута лінії FL:

у разі двофазного КЗ (2ф), якщо кут $FL > 60^\circ$, то

$$RFFwPP(RFRvPP) = k_q \cdot RFPP, \quad (5)$$

якщо кут $FL < 60^\circ$, то

$$RFFwPP(RFRvPP) = k_q \cdot (2 \cdot R1 + RFPP - X1 \cdot \text{ctg} 60^\circ), \quad (6)$$

у разі трифазного КЗ (3ф)

$$RFFwPP(RFRvPP) = k_q \cdot (2 \cdot R1 + RFPP) \cdot 2 / \sqrt{3}, \quad (7)$$

де $k_q = 1, 1 \dots 1, 5$ – коефіцієнт чутливості; $RFPP$ – уставка активного опору в місці КЗ для зони ДЗ від міжфазних КЗ, яка максимально охоплює ПЛ, що захищається; $R1$ – уставка активного опору прямої послідовності в разі міжфазних КЗ і КЗ на землю зони ДЗ, яка максимально охоплює ПЛ, що захищається; $X1$ – уставка за реактивним опором прямої послідовності у разі міжфазних КЗ і КЗ на землю зони ДЗ, яка максимально охоплює ПЛ, що захищається.

За трифазного (3ф) КЗ область охоплення характеристики збільшується на коефіцієнт $2/\sqrt{3}$ в усіх напрямках. У цьому разі обираються найбільші з розрахованих величин уставок $RFFwPP$ і $RFRvPP$ за формулами (5)...(7).

4. Уставка $RFFwPE$ активного опору в разі КЗ на землю в «прямому напрямку» виборчих органів модуля PHS вибирається за умовою забезпечення чутливості до однофазних КЗ на землю в кінці ПЛ, що захищається, а для сильно навантажених ПЛ 330–750 кВ – через $R_{пер.розр.}$ у режимі зустрічного перетікання потужності залежно від характеристичного кута FLK фазного опору в разі металевих однофазних КЗ у кінці зони дії:

якщо кут $FLK > 60^\circ$, то

$$RFFwPE = k_q \cdot RFPE, \quad (8)$$

якщо кут $FLK < 60^\circ$, то

$$RFFwPE = k_q \cdot \left[\frac{(R0 + 2 \cdot R1)}{3} + RFPE - \frac{(X0 + 2 \cdot X1)}{3} \cdot \text{ctg} 60^\circ \right], \quad (9)$$

де $k_q = 1, 1 \dots 1, 5$ – коефіцієнт чутливості; $R1$ – уставка активного опору в разі КЗ на землю зони ДЗ, яка максимально охоплює ПЛ, що захищається; $R0$ – уставка активного опору нульової послідовності в разі КЗ на землю зони ДЗ, яка максимально охоплює ПЛ, що захищається; $RFPE$ – уставка реактивного опору в місці КЗ у разі КЗ на землю для зони ДЗ, яка максимально охоплює ПЛ, що захищається; $X1$ – уставка реактивного опору прямої послідовності в разі КЗ на землю зони ДЗ, яка максимально охоплює ПЛ, що захищається; $X0$ – уставка реактивного опору нульової послідовності в разі КЗ на землю зони ДЗ, яка максимально охоплює ПЛ, що захищається.

Уставка $RFRvPE$ активного опору в разі КЗ на землю в «зворотному напрямку» виборчих органів модуля PHS вибирається за умовою перетину з лінією спрямованості у другому квадранті

$$RFRvPE = k_q \cdot (X1 + (X0 - X1)/3) \cdot \text{tg}(\text{ArgNegRez} - 90), \quad (10)$$

де $k_q = 1, 1 \dots 1, 5$ – коефіцієнт чутливості; $X1$ – уставка за реактивним опором прямої послідовності в разі міжфазних КЗ і КЗ на землю зони ДЗ, яка максимально охоплює ПЛ, що захищається; $X0$ – уставка реактивного опору нульової послідовності в разі КЗ на землю зони ДЗ, яка максимально охоплює ПЛ, що захищається; ArgNegRez – уставка по куту для верхньої межі характеристики ДЗ в «прямому» напрямку (спрямованість спрацьовування ДЗ в «прямому» і «зворотному» напрямках для міжфазних і однофазних пошкоджень).

На довгих, сильно навантажених лініях існує ймовірність, що опір навантаження потрапить всередину характеристики спрацьовування дистанційного захисту. Щоб виключити помилкові спрацьовування в разі великих перетоків потужності в терміналі REL6**, передбачена функція Load encroachment – виріз навантаження. За допомогою функції Load encroachment забезпечується блокування ДЗ у навантажувальних режимах у разі попадання виміру в «зону вирізу навантаження».

Сектор навантаження вирізає з багатокутника характеристики виборчих органів область навантаження.

При розрахунках уставок вирізу від навантаження враховуються параметри вихідного навантажувального режиму (НР) і електромеханічного перехідного процесу (ЕМПП). Навантажувальний режим може бути врахований за допомогою напруги у вузлах та потоків потужностей (струмів) у гілках, взятих без будь-яких змін прямо з розрахунку даного НР (з їх ку-

тами по відношенню до напруги балансуєного вузла). У програмі передбачено врахування комутації «Изм3=» – моделювання навантажувального режиму. Навантажувальний режим враховується як в «прямому» (Forward), так і у «зворотному» напрямках (Reverse):

« /10 Изм3=1022-1032-527-522 PQ=1645 -91 1625 50 <Forward – аварийный переток от ПЛ 750 Киевская-ХАЭС > UF=732.6 -8.29 725.78 -22.04 »;

« /11 Изм3=522-527-1032-1022 PQ=2992 470 2920 -474 <Reverse – аварийный переток от ПЛ 750 Киевская-ХАЭС > UF=712.42 38.69 695.68 11.26 ».

Урахування проводиться автоматично методом накладення, виходячи із заданих напруг НР (модулів і кутів) у вузлах з КЗ і потоків (струмів) НР у гілках з поздовжньою несиметрією. У багатовузловій схемі аварійного режиму розраховуються симетричні складові струмів у вузлах з КЗ і електрорушійна сила (ЕРС) у гілках з поздовжньою несиметрією (неповнофазним відключенням і т.ін.). За цими струмами і ЕРС у пасивних схемах прямої, зворотної і нульової послідовностей аварійного режиму визначаються симетричні складові напруг у необхідних вузлах і струмів у необхідних гілках. Для зворотної і нульової послідовностей знайдені величини є результуючими, для прямої послідовності результуючі значення обчислюються підсумовуванням знайдених напруг і струмів з заданими для цих елементів напругами і струмами НР. Після обчислення описаним способом симетричних складових результуючих напруг і струмів визначення інших розрахункових величин (насамперед, фазних дистанційних опорів, а також фазних і міжфазних значень напруг і струмів) проводиться звичайним порядком.

У програмі передбачено також дві комутації: « Изм1 = » – зміна модуля і кута напруги у вузлі та струму по ПЛ та « Изм2 = » – розбіжність еквівалентних ЕРС за кінцями ПЛ.

Оскільки врахування НР і розрахунок опорів навантаження на основі заданих комутацій « Изм3 = », або « Изм1 = », або « Изм2 = » реалізується у програмі розрахунку та вибору уставок ДЗ МП пристроїв REL6**, то вхід у програму ДЗ REL6** забезпечується сформованими для цього вихідними даними. Відповідні опори навантаження автоматично вибираються з таблиць розрахунку для врахування в подальших розрахунках уставок вирізу навантаження фазового селектора ПЛ 750 Київська-ХАЕС :

Підрежим 10 – Максимальне навантаження Fw (Forward) $R_{нагр}=317.34$ $X_{нагр}=-19.94$;

Підрежим 11 – Максимальне навантаження Fv (Reverse) $R_{нагр}=-157.80$ $X_{нагр}=24.68$.

Уставки RLdFw та RLdRv зони вирізу від навантаження «в прямому напрямку» (11) і «зворотному напрямку» (12) за активним опором розраховуються за умовою відлаштування від відповідного максимального навантаження (Forward або Reverse):

$$RLdFw = Komc \cdot R_{нагр}(Fw) \quad (11)$$

$$RLdRv = Komc \cdot R_{нагр}(Rv), \quad (12)$$

де $komc=0,8...0,9$ – коефіцієнт відлаштування; $R_{нагр}(Fw)$ – активний опір максимального перетоку «в лінію» (Forward); $R_{нагр}(Rv)$ – активний опір максимального перетоку «до шин» (Reverse).

Вибрані уставки RLdFw та RLdRv узгоджуються з відповідними уставками зовнішньої зони вирізу від навантаження блоку блокування коливань (RLdOutFw_{PSD} – «в прямому напрямку» (13) і RLdOutRv_{PSD} – «у зворотному напрямку» (14)):

$$RLdFw = KLdFw_{PSD} \cdot RLdOutFw_{PSD}, \quad (13)$$

$$RLdRv = KLdRv_{PSD} \cdot RLdOutRv_{PSD}, \quad (14)$$

де $KLdFw_{PSD}$ – коефіцієнт (задається як уставка), що визначає ширину зони між внутрішньою і зовнішньою характеристиками блокування від коливань «у прямому напрямку»; $KLdRv_{PSD}$ – коефіцієнт (задається як уставка), що визначає ширину зони між внутрішньою і зовнішньою характеристиками блокування від коливань «у зворотному напрямку»; $RLdOutFw_{PSD}$ – уставка зовнішньої зони вирізу від навантаження «в прямому напрямку» блоку блокування коливань; $RLdOutRv_{PSD}$ – уставка зовнішньої зони вирізу від навантаження «в зворотному напрямку» блоку блокування коливань.

Розрахунок кута навантаження перетоків «в лінію» (Forward) та «до шин» (Reverse) за умовою відлаштування від максимального кута навантаження (діапазон 5...70 °):

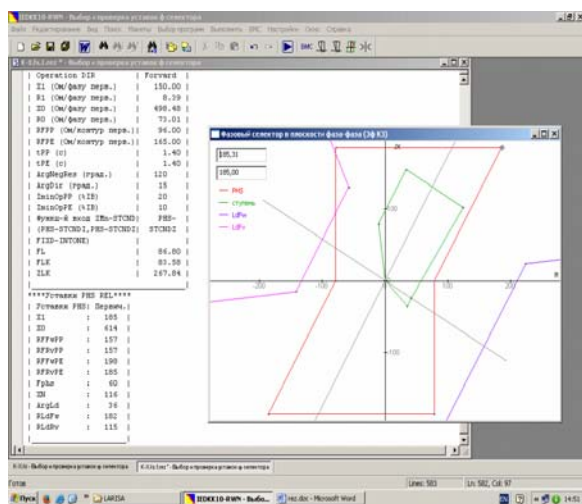


Рис. 3

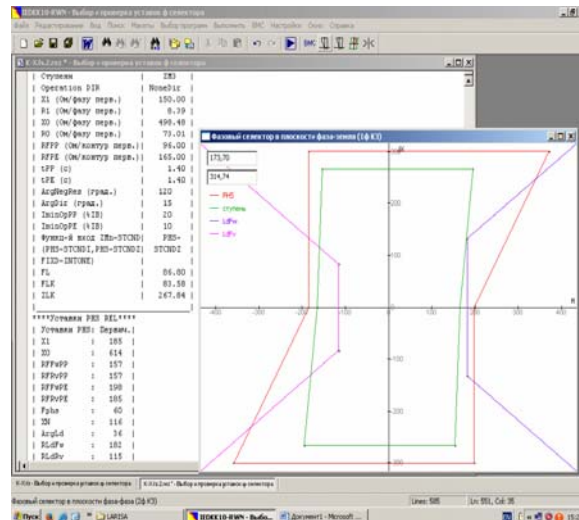


Рис. 6

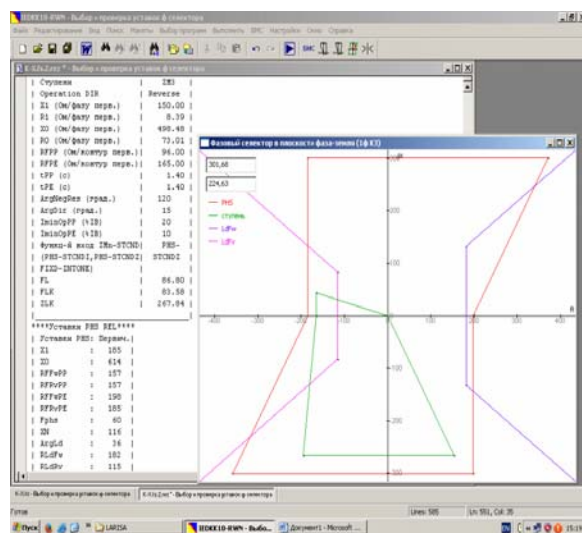


Рис. 4

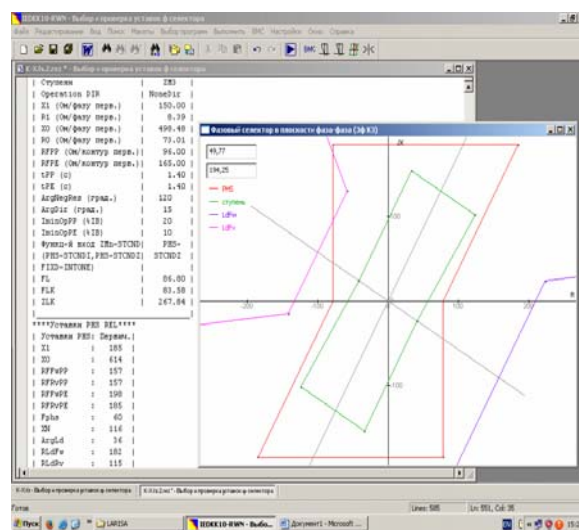


Рис. 7

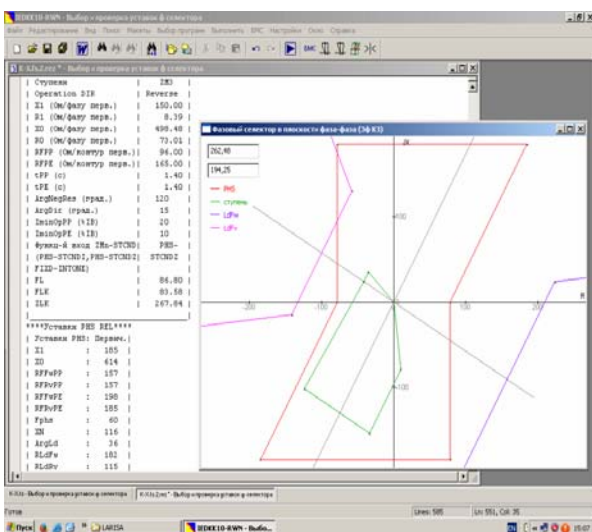


Рис. 5

На розроблену програму отримано свідоцтво про реєстрацію авторського права на твір. Ця програма інтегрована в ліцензований Комплекс IEDKK10-RW і доповнила розроблені раніше програми розрахунків та вибору уставок МП пристроїв REL6**, що створило можливість правильного і надійного вибору пошкодженої фази в разі КЗ протягом всієї довжини лінії, що захищається, у всіх режимах з метою виключення помилкових спрацьовувань у разі великих перетоків потужності в терміналі на довгих, сильно навантажених лініях для забезпечення ефективної роботи ОАПВ на ПЛ. Програмне забезпечення

відповідає технічній документації виробника на термінал REL6** та вимогам, висунутим відділом розрахунків параметрів РЗ та ПА НЕК «Укренерго», та апробовано на реальних ПЛ НЕК «Укренерго» Київська-ХАЕС, ЗАЕС – Запорізька в разі як міжфазних, так і однофазних КЗ. Роботу рекомендовано до впровадження у промислову експлуатацію в ОЕС України.

Робота фінансувалась за рахунок цільової комплексної програми наукових досліджень за темою «Розроблення інтелектуальної системи оперативного аналізу післяаварійного стану електричних мереж для підтримки рішень диспетчера з відновлення електропостачання» (шифр «Об'єднання-3»), що виконувалась за Розпорядженням Президії НАН України від 01.02.2018, протокол № 69. Державний реєстраційний номер 0116U006459.

1. Колесникова Н.Ф., Литвинова О.А., Козлова Е.И. Интеллектуализованная система для релейного захисту. *Праці Ін-ту електродинаміки НАН України*. 2016. Вип. 44. С. 34–42.

УДК 621.311

ПРОГРАММНОЕ ОБЕСПЕЧЕНИЕ РАСЧЕТА И ВЫБОРА УСТАВОК ПАРАМЕТРОВ СРАБАТЫВАНИЯ МОДУЛЯ ФАЗОВОГО СЕЛЕКТОРА С СЕКТОРОМ НАГРУЗКИ

Н.Ф. Колесникова, Е.И. Козлова, О.А. Литвинова

Институт электродинамики НАН Украины,
пр. Победы, 56, Киев, 03057, Украина

*Представлены результаты работы по созданию программного обеспечения расчета и выбора уставок фазового селектора с сектором нагрузки. Цель работы – дополнить разработанный и внедренный в промышленную эксплуатацию в «НЭК Укрэнерго» и его региональные диспетчерские центры Украины Комплекс IEDKK10-RW автоматизированных расчетов аварийных режимов и уставок микропроцессорных устройств REL6 ** фирмы ABB для воздушных линий и автотрансформаторов в сложных электрических сетях объемом до 10000 узлов программным обеспечением для выполнения автоматизированных расчетов и выбора уставок фазового селектора и сектора нагрузки. Работа выполнена в связи с необходимостью правильного и надежного выбора поврежденной фазы при коротком замыкании на протяжении всей длины линии, которая защищается, во всех режимах с целью исключения ложных срабатываний при больших потоках мощности в термине на длинных, сильно нагруженных линиях для обеспечения эффективной работы однофазного автоматического повторного включения на воздушной линии. Библ. 1, рис. 7.*

Ключевые слова: энергосистема, электрическая сеть, уставка релейной защиты, короткое замыкание, аварийный режим, программное обеспечение, фазовый селектор, сектор нагрузки.

SOFTWARE FOR SETTLEMENT AND CHOICE OF SETTING OF THE PHASE SELECTOR SETTING WITH LOAD SECTOR

N.F. Kolesnykova, O.I. Kozlova, O.A. Lytvynova

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

*Presents the results of work on the creation of software to ensure settlement and the choice of the settings of the Phase Selector Settings with Load Sector. The purpose of this work was the need to supplement the IEDKK10-RW automated calculations complex of emergency modes and setpoints of MPs of the ABB REL6 ** devices for overhead lines and AT in complex electrical networks up to 10,000 nodes developed and implemented into commercial operation at NEK Ukrenergo and its Regional Dispatch Rooms Centers of Ukraine with software for performing automated calculations and selecting settings for the phase selector and the load sector. The work was carried out due to the need for correct and reliable selection of the damaged phase during short circuits throughout the length of the line that is protected in all modes and to eliminate false alarms with large power flows in the terminal on long heavily loaded lines to ensure efficient operation of single phase automatic reclosing on overhead lines. Reference 1, figures 7.*

Key words: power system, electrical network, setpoint of relay protection, short circuit, emergency mode, software, Phase Selector, Load Sector.

1. Kolesnykova N.F., Lytvynova O.A., Kozlova O.I. Intelligent system for relay protection. *Pratsi Instytutu elektrodynamiky Natsionalnoi Akademii Nauk Ukrainy*. 2016. No 44. Pp. 34–42. (Ukr)

Надійшла 20.03.2019
Received 20.03.2019

ЕЛЕКТРИЧНІ МАШИНИ ТА АПАРАТИ

УДК 621.313; 62Ф83

DOI: <https://doi.org/10.15407/publishing2019.54.037>

ЕЛЕКТРОПРИВОДИ З КОМПЕНСОВАНИМИ РЕАКТИВНИМИ МОМЕНТАМИ

О.Є. Антонов, докт. техн. наук
Інститут електродинаміки НАН України,
пр. Перемоги, 56, Київ, 03057, Україна
e-mail: aoe@ied.org.ua

Узагальнено результати досліджень зі створення принципів побудови електроприводних систем з компенсованими реакціями різних типів – реактивним моментом у приводі обертового типу, реактивним знакозмінним моментом у приводі зворотно-обертового типу та гіроскопічною реакцією в швидкообертовому приводі зі значним кінетичним моментом рухомої частини. Всі системи компенсації реакцій побудовано за типом активної протидії виникаючим реактивним моментам на основі електромеханічних перетворювачів магнітоелектричного типу, створених в ІЕД НАН України. Показано також підходи до побудови систем керування пристроями, що створюють компенсуючі моменти. Бібл. 10, рис. 11.

Ключові слова: реактивний момент, гіроскопічна реакція, активна компенсація реакції.

У будь-якому приводному механізмі незалежно від принципу його дії виникають механічні реакції, спрямовані протилежно тим силам і моментам, які створює привод для виконання корисної роботи. Дія реактивних сил і моментів для деяких пристроїв і систем є небажаною через їх негативний вплив на об'єкт, в якому встановлено приводний двигун, і тому необхідно вжити заходів щодо їх нейтралізації.

Суть розроблених методів компенсації реакцій в електроприводі [1] полягає у створенні регульованих зусиль і моментів, які спрямовані протилежно реактивним моментам, що прикладаються до корпусу, в якому встановлено основний приводний двигун пристрою. Таку компенсацію слід вважати активною, оскільки пристроєм для її реалізації є додатковий (компенсуючий) електропривод, що виконує функцію нейтралізатора реакції. Проблема побудови такого компенсуючого привода пов'язана з вирішенням двох пов'язаних між собою завдань – створення виконавчих електромеханічних пристроїв, оптимізованих за масогабаритними показниками і енергоспоживанням, та системи керування, яка ефективно функціонувала б в умовах змінних швидкостей обертання і навантажень основного привода. Водночас на систему керування компенсуючим електроприводом покладаються додаткові функції вимірювання координат основного приводного двигуна та формування із заданою точністю координат компенсуючого ротора.

Керовані швидкообертові та моментні електроприводи можуть бути побудовані на основі двигунів різних типів. Проте безконтактні магнітоелектричні двигуни (БМД), у яких застосовано сучасні висококоерцитивні магнітотверді композиції типу NdFeB [2], мають найкращі показники з габаритної потужності та ККД у порівнянні з електромеханічними перетворювачами інших типів [3, 4]. Такі двигуни і було застосовано під час проведення досліджень.

У роботі розглянуто реакції, дія яких має найбільш негативні наслідки для деяких важливих областей застосування електропривода.

Гіроскопічна реакція. Суть явища гіроскопічної реакції, яка наочно проявляється в електроприводі ручних різальних інструментів зі швидкообертовим масивним ротором, полягає в тому, що в разі зміни кутового положення такого пристрою виникає відчутний гіроскопічний момент, вектор якого не співпадає з вектором кутової швидкості бажаного повороту пристрою. Під впливом гіроскопічного моменту інструмент рухається за траєкторією, несподіваною для оператора, який працює з ним, що і призводить іноді до тяжких травм через зіткнення інструмента і тіла людини. Аналіз стану проблеми показав, що підвищення безпеки і зручності роботи з ручним швидкообертовим технологічним інструментом пов'язане з компенсацією дії виникаючого гіроскопічного моменту.

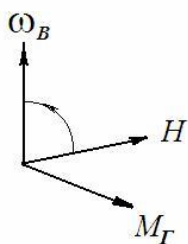


Рис. 1

Гіроскопічний момент є моментом сил Коріоліса, який виникає за зміни просторового положення вектора кінетичного моменту ротора двигуна, що обертається. Розмір гіроскопічного моменту визначається кінетичним моментом ротора H і зовнішньою кутовою швидкістю повороту корпусу ω_B : $M_G = H \cdot \omega_B$, а його вектор орієнтований ортогонально площині, в якій розташовано вектори H і ω_B , причому орієнтований він так, щоб сумістити вектор кінетичного моменту $\vec{H}$ з вектором зовнішньої кутової швидкості $\vec{\omega}_B$ (рис. 1), тобто викликати прецесію ротора [5]. У результаті різкого прикладання моменту до корпусу приладу він несподівано повертається, іноді так енергійно, що буває важко утримати інструмент у руках.

Прецесійний рух ротора приводного двигуна – не єдина особливість швидкообертового електроінструменту. Інстинктивно, намагаючись зупинити прецесійний рух, оператор прикладає протидіючий момент і тим самим змінює напрям прецесії ротора, який через гіроскопічні властивості починає рухатися в ортогональній площині. У результаті таких дій виникають коливання ротора разом з корпусом інструмента навколо двох екваторіальних (поперечних) осей із затухаючою амплітудою. У нашому випадку розсіювання енергії руху відбувається завдяки мускульній силі рук оператора.

Якщо екваторіальні моменти інерції пристрою прийняти як однакові, то відповідно до теорії гіроскопічних систем [6] амплітуда λ затухаючих нутаційних коливань визначається так:

$$\lambda = \frac{M}{H} e^{-Gt/(J_{\Sigma}^{\partial})} \left(f^2 + \left(G/J_{\Sigma}^{\partial} \right)^2 \right)^{-1/2}, \quad (1)$$

де M – момент обертання, що прикладається; $J_{\Sigma}^{\partial} = J_p^{\partial} + J_k^{\partial}$; G – коефіцієнт демпфірування або питомий момент в'язкого тертя.

З виразу (1) випливає, що амплітуда цих коливань затухає тим ефективніше, чим вище коефіцієнт демпфірування G , визначення якого в цьому випадку є найбільш складним завданням, зважаючи на відсутність довідкових даних і методичних рекомендацій для його розрахунку. Цю величину встановлено дослідним шляхом при прикладанні фіксованого зовнішнього моменту і вимірюванні часу, за який прилад, що утримується в руках, припинить коливальні рухи.

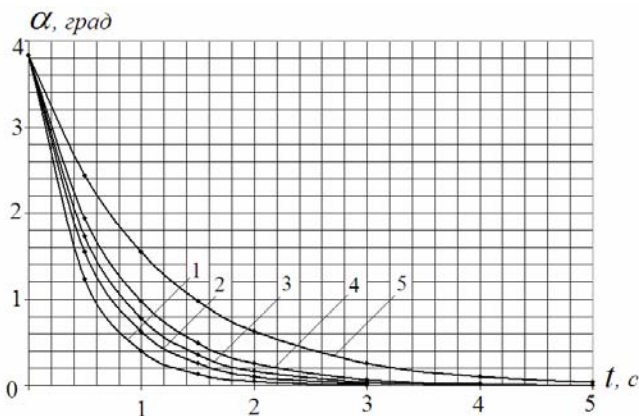


Рис. 2

Для вимірювань було застосовано різальний інструмент з електроприводом, кінетичний момент ротора якого складав $1,814 \text{ кг} \cdot \text{м}^2/\text{с}$ за частоти обертання 2407 1/с (23000 об/хв). У результаті досліджень виявилось, що коефіцієнт в'язкого тертя, який реалізується силою рук дорослої людини залежно від фізичних даних, лежить у діапазоні $0,02 \dots 0,05 \text{ кг} \cdot \text{м}^2/\text{с}$.

Характер загасання коливань такого електромеханічного пристрою за різних значень G показано на рис. 2: крива 1 – $G=0,05$; 2 – $G=0,04$; 3 – $G=0,035$; 4 – $G=0,03$; 5 – $G=0,02$.

Компенсація гіроскопічної реакції. Компенсація була досягнута шляхом установки в тому ж корпусі компенсуючого ротора, кінетичний момент якого такий, як і в основному приводі, але орієнтований протилежно. У результаті сумарна дія гіроскопічних моментів на корпус інструмента стає нульовою.

Потужність компенсуючого ротора має бути достатньою лише для подолання сил опору власному обертанню, тобто менше потужності основного приводу приблизно на два порядки. Тому загальний ККД усієї електромеханічної системи знижується відносно ККД основного силового приводу незначно.

Завдяки тому, що кінетичний момент ротора визначається як полярним моментом інерції ротора, так і частотою його обертання, стає можливим мінімізувати масу і габарити компенсуючого ротора, збільшивши частоту його обертання. Привод компенсуючого ротора має бути регульованим, оскільки в разі зміни навантаження на основний ротор і зміни частоти його обертання виникне потреба у відповідному підстроюванні частоти обертання компенсуючого ротора.

Щоб вибрати оптимальні співвідношення між швидкістю обертання, обсягом і масою ротора-компенсатора було проведено дослідження, для якого як базовий електропривод був прийнятий спеціально створений для ручного електроінструменту магнітоелектричний двигун потужністю 2 кВт, ротор якого за частоти обертання $\omega=2407$ 1/с (23000 об/хв) і зовнішнього діаметру $D=74$ мм має кінетичний момент $1,814 \text{ кг}\cdot\text{м}^2/\text{с}$.

Варіюючи частотою обертання компенсуючого ротора з одночасною зміною його геометрії так, щоб його кінетичний момент дорівнював кінетичному моменту основного ротора, було визначено параметри компенсуючого електропривода, які є компромісними між допустимою частотою обертання, масою і габаритами: частота обертання – 4453 1/с; габарити – $\varnothing 74 \times \varnothing 25 \times 18$ (мм); маса – 0,56 кг; корисна потужність приводу – 35 Вт.

На підставі проведених досліджень сформульовано загальні рекомендації щодо процедури вибору параметрів компенсуючого ротора для компенсації гіроскопічного моменту у високообертовому електроприводі:

1. За оптимальну частоту обертання ротора-компенсатора слід вважати частоту, передуючу початку переходу ламінарного режиму обтікання ротора в турбулентний, яка в цьому випадку відповідає величині $1,85 \omega$.

2. Розрахунковим шляхом визначається залежність зміни осьової довжини компенсуючого ротора від частоти його обертання в разі виконання умови рівності моментів інерції робочого і компенсуючого роторів та рівності діаметрів основного і компенсуючого роторів. Орієнтовно встановлюється також діаметр внутрішньої порожнини ротора для розміщення в ній елементів приводного двигуна.

3. Буде залежність аеродинамічних втрат для всіх варіацій довжини ротора, з неї вибирають ту максимальну частоту обертання, для якої характер обтікання ротора повітрям залишається ламінарним.

4. За величиною втрат, відповідних до обраної частоти обертання, визначають потужність приводу і проводять його проектування. Якщо спочатку заданий обсяг внутрішньої порожнини ротора не відповідає обсягу, необхідному для розміщення приводного двигуна, конфігурація ротора уточнюється.

У ході виконання досліджень встановлено також, що під час дії гіроскопічного моменту значно зростає навантаження на підшипники як основного, так і компенсуючого роторів через те, що гіроскопічний момент впливає на корпус пристрою через точки зіткнення кульок і доріжок підшипників. Сила, що затискає кульки між обіймами підшипника, зростає, зростають і втрати енергії на подолання сил опору обертанню. Так, у парі підшипників створеного компенсуючого ротора втрати зросли з 11,4 до 48,54 Вт. Тобто врахування цього явища є обов'язковим.

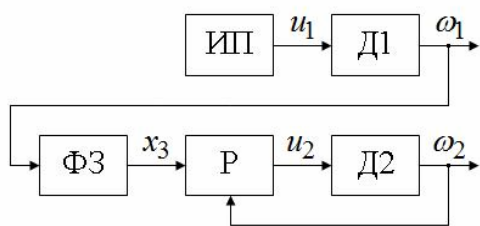


Рис. 3

Керування кінетичним моментом компенсуючого ротора. Загальна структурна схема електромеханічної системи основного і компенсуючого приводів показана на рис. 3, де ИП – некероване джерело живлення основного виконавчого двигуна; ФЗ – формувач задання кутової швидкості системи керування компенсуючим двигуном; x_3 – сигнал задання кутової швидкості компенсатора; Р – регулятор; Д1, Д2 – основний і компенсуючий двигуни; $u_1, u_2, \omega_1, \omega_2$ – напруги живлення та кутові швидкості двигунів.

пенсуючий двигуни; $u_1, u_2, \omega_1, \omega_2$ – напруги живлення та кутові швидкості двигунів.

У процесі розробки математичної моделі системи керування врахуємо деякі особливості й допущення:

- знехтуємо електромагнітними постійними часу обмоток через їх незначний розмір;
- нульове значення кута між ЕРС і струмом статора утримується завжди;
- струм статора основного двигуна обмежимо, щоб уникнути його перевантаження;
- систему регулювання кутової швидкості побудуємо на основі ПІ-регулятора через нежорсткість вимог до точності виконання завдання компенсації;
- механічні частини моделей двигунів є структурно ідентичними.

Рух ротора основного двигуна описується рівнянням

$$J_1 \frac{d\omega_1}{dt} = M_1 - M_{C11} - M_{C12},$$

де M_1 – електромагнітний момент, що розвивається основним двигуном; M_{C11} – момент механічного навантаження холостого ходу; M_{C12} – корисне механічне навантаження на валу основного двигуна.

Момент механічного навантаження холостого ходу запишемо у вигляді

$$M_{C1} = M_{11} + M_{12} \omega_{01}^{1.5} + M_{13} \omega_{01}^2,$$

де $\omega_{01} = \omega_1 / \omega_{H1}$ – відносна кутова швидкість основного двигуна; ω_{n1} – номінальна величина кутової швидкості; M_{11} – постійна складова моменту опору підшипників; M_{12}, M_{13} – значення моментів опору через аеродинамічні втрати і втрати на вихрові струми в міді за номінальної величини кутової швидкості ω_{n1} основного двигуна.

Зміну корисного механічного навантаження на валу основного двигуна змодельовано

так: $M_{C13} = M_H (0.5 + 0.5 \omega_{01})$; $T_{F1} \frac{dM_{C12}}{dt} = M_{C13} - M_{C12}$, де M_H – номінальна величина моменту корисного механічного навантаження на валу основного двигуна; T_{F1} – постійна часу, що визначає інерційність процесу корисного навантаження.

Струм статора і момент двигуна запишемо у вигляді

$$L_1 \frac{di_1}{dt} = u_1 - k_{m1} \omega_1 - R_1 i_1; \quad M_1 = 1.5 k_{m1} i_1,$$

де i_1 – струм обмотки статора основного двигуна; L_1, R_1 – активний опір та індуктивність обмотки; k_{m1} – коефіцієнт крутизни моменту.

Математична модель компенсуючого електропривода така сама, як модель основного, оскільки двигун компенсуючого привода структурно подібний до основного двигуна:

$$J_2 \frac{d\omega_2}{dt} = M_2 - M_{C2}; \quad M_{C2} = M_{21} + M_{22} \omega_{02}^{1.5} + M_{23} \omega_{02}^2;$$

$$\omega_{02} = \frac{\omega_2}{\omega_{H2}}; \quad i_2 = \frac{u_2 - k_{m2} \omega_2}{R_2}; \quad M_2 = 1.5 k_{m2} i_2,$$

де індексом «2» позначено параметри, що належать до компенсуючого двигуна.

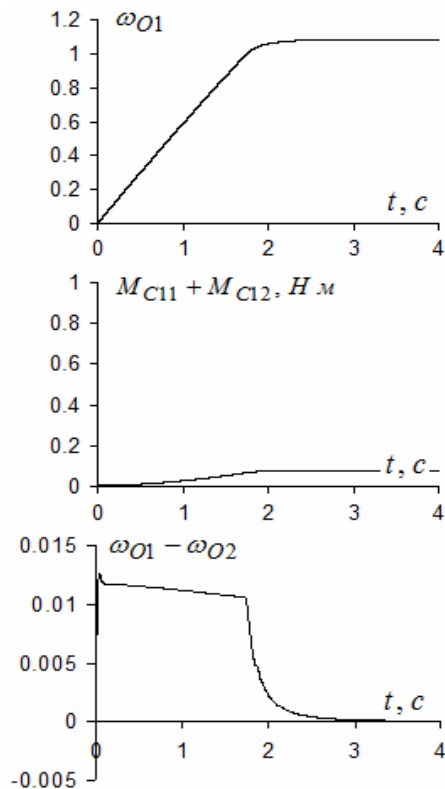


Рис. 4

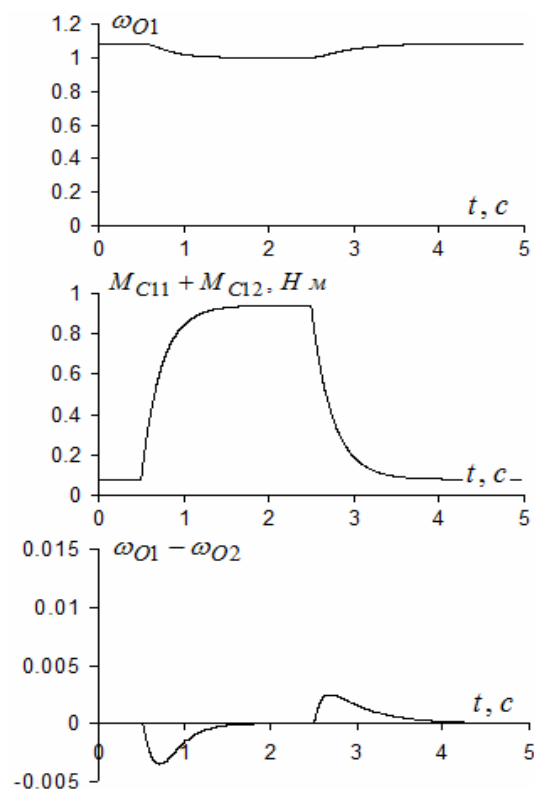


Рис. 5

Величина задання x_3 на вході слідкувальної системи компенсатора формується на основі значення кутової швидкості основного двигуна відповідно до пропорції моментів інерції

$$x_3 = \frac{J_1}{\omega_{H2} J_2}.$$

На рис. 4, 5 показано графіки перехідних процесів відносної кутової швидкості ω_{O1} , моменту опору $M_{C11} + M_{C12}$ основного двигуна і різниці $\omega_{O1} - \omega_{O2}$ відносних кутових швидкостей основного і компенсуючого двигунів у режимі їх пуску, а також стрибкоподібної зміни механічного навантаження на валу основного двигуна.

На рис. 6 показано графік перехідного процесу кутової швидкості ω_3 руху корпусу інструмента, розрахований за одиничної величини зовнішнього моменту M_{Bn} .

Отже, одноконтурна система регулювання кутової швидкості із застосуванням ПІ-регулятора обрана вірно, оскільки вона забезпечує задовільну компенсацію гіроскопічної реакції. Зазначимо, що в разі раціонального вибору параметрів компенсуючого двигуна зростання енергоспоживання системи складає всього 4–5 %.

Реактивний момент односпрямованого обертання. У цьому випадку реактивний момент має постійний напрям. Він прикладається до опори, на якій встановлено приводний двигун, і прагне розвернути її в напрямі, протилежному обертанню ротора. Якщо приводний двигун встановлено на об'єкті з кінцевим розміром маси, реактивний момент викликає несанкціоноване обертання такого об'єкта. Зокрема, у разі розташування привода на космічному апараті реактивний момент спричинює його небажане обертання, яке в більшості випадків є неприпустимим.

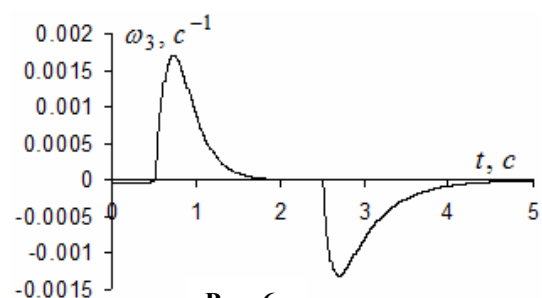


Рис. 6

Хоча на супутнику є система орієнтації, яка підтримує його задане положення [7], проте можливості таких систем, особливо на супутниках мікро- і мінікласів, надто обмежені, тому потрібна компенсація реактивного моменту приводного двигуна.

Компенсуючий момент може здійснити додатковий двигун, розташований співвісно з приводним двигуном, який створює момент обертання протилежного знака. У разі рівності динамічних моментів цих двигунів сумарна дія на об'єкт розташування привода буде відсутня. Хоча очевидно, що треба керувати двигуном компенсації за величиною швидкості обертання супутника. Насправді такий підхід до компенсації є помилковим, оскільки причини, що викликають обертання супутника, можуть бути не пов'язані з реактивним моментом привода обертання. Тому підхід до формування компенсуючого моменту має бути іншим.

Рух частин обох приводів, що обертаються, в загальному вигляді описується рівняннями

$$\begin{aligned} J_1 \frac{d\omega_1}{dt} &= M_{Д1} = M_1 - M_{C1}; \\ J_2 \frac{d\omega_2}{dt} &= M_{Д2} = M_2 - M_{C2}, \end{aligned} \quad (2)$$

де ω_1, ω_2 – кутові швидкості роторів основного і компенсуючих двигунів; J_1, J_2 – осьові моменти інерції основного і компенсуючого роторів з інерційним навантаженням; $M_{Д1}, M_{Д2}$ – динамічні моменти основного і компенсуючого двигунів; M_1, M_2 – електромагнітні моменти, що розвиваються основним і компенсуючим приводами; M_{C1}, M_{C2} – моменти тертя підшипників основного і компенсуючого приводів. Індекс «1» стосується основного, а індекс «2» – компенсуючого двигунів.

Вважаємо, що розгін і гальмування двигунів здійснюються рівноприскорено, і для виконання цієї умови формують постійний за величиною динамічний момент. Тоді кутове прискорення матиме постійну величину, а зростання швидкості ротора відбуватиметься за лінійним законом.

З виразу (2) випливає, що компенсація реактивного моменту основного двигуна забезпечується за умови рівності динамічних моментів двигунів. При цьому кутові прискорення частин, що обертаються, мають бути обернено пропорційними відношенню їх моментів інерції

$$J_1 \frac{d\omega_1}{dt} = J_2 \frac{d\omega_2}{dt}; \quad \frac{\varepsilon_2}{\varepsilon_1} = \frac{J_1}{J_2}.$$

Якщо за умови роботи основного привода після досягнення необхідної частоти обертання він переходить у режим стабілізації швидкості, то його кутове прискорення обертається в нуль. Одночасно в режим стабілізації швидкості має перейти і компенсуючий привод. У цьому разі між кутовими швидкостями роторів має підтримуватися співвідношення, коефіцієнтом пропорційності в якому є відношення їх моментів інерції:

$$\omega_2 = \omega_1 \frac{J_1}{J_2}. \quad (3)$$

У виразі (3) моменти інерції частин, які обертаються, є величинами постійними, що визначаються тільки їх геометрією, і вони піддаються розрахунку або безпосередньому вимірюванню з високою точністю [8, 9]. Вимірювання кутової швидкості обертання ротора також є достатньо відомою технічною задачею.

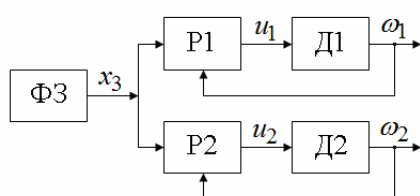


Рис. 7

Загальна структурна схема цього електромеханічного комплексу приводів показана на рис. 7, де ФЗ – формувач задання кутової швидкості за умови лінійної залежності її зміни в процесі пуску і гальмування; x_3 – сигнал задання; P1, P2 – перший і другий регулятори; Д1, Д2 – основний і компенсуючий двигуни.

Оскільки жорсткі вимоги до тривалості пуску і гальмування двигунів за умови відносних невеликих значень

механічного навантаження не висувуються, системи регулювання кутової швидкості можуть бути реалізовані на основі ПІ-регуляторів.

На рис. 8 показано графіки перехідних процесів відносної кутової швидкості ω_1^* і динамічного моменту $M_{Д1}$ основного двигуна, а також різниці динамічних моментів $M_{Д1} - M_{Д2}$ і кутового відхилення α_3 супутника, у разі заданої тривалості пуску і гальмування двигунів $T_{II} = 10$ с.

Наведені графіки демонструють ефект стабілізації кутового відхилення α_3 супутника з високою точністю. Кидок кутового відхилення на початку пуску двигунів відбувається через різницю у величинах моментів опору підшипників і вплив моменту сухого тертя, що показано на рис. 9, де цифрами 1, 2 і 3 позначено графіки перехідних процесів відповідно до моменту M_1 і динамічного моменту $M_{Д1}$ основного двигуна, а також різницю між динамічними моментами ($M_{Д1} - M_{Д2}$).

Таким чином, підтримка вказаної різниці моментів на практично нульовому рівні протягом усієї роботи двигунів є умовою стабілізації кутового відхилення α_3 супутника.

Реактивний момент зворотно-обертального руху. Компенсація знакозмінного реактивного моменту.

У приводах зворотно-обертального руху реакція проявляється у вигляді вібраційної дії на нерухомому опорі. Якщо такий привод працює у складі ручних технологічних оброблювальних інструментів, вібрація діє безпосередньо на руки фахівця, який працює з інструментом, що є дуже шкідливим у разі тривалої роботи з ним. Аналіз технічних рішень, запропонованих розробниками і виробниками ручного інструмента, вказує на недостатню ефективність існуючих методів зниження ступеня дії вібрації [10] і необхідність створення більш досконалих засобів захисту.

Для створення системи, що компенсує реактивний момент у такому приводі, створено структуру (рис. 10), в якій: 1, 2 – намагнічені ротори; 3, 4 – магніти, що створюють пружні зв'язки між роторами і статором; 5, 6 – вали, на яких встановлені магніти роторів; 7, 8 – обмотки управління; 9, 10 – концентричні одна одній насадки; 11 – магнітопровід статора. Орієнтація осей намагнічування магнітів 3 і 4 взаємно протилежна, завдяки чому магніти роторів, обертаючись в підшипниках під дією сил взаємного магнітного тяжіння, автоматично встановлюються так, що загальний напрям потоку магнітної індукції всіх магнітів є односпрямованим. Компенсація реакції здійснюється завдяки тому, що моменти, які діють на маг-

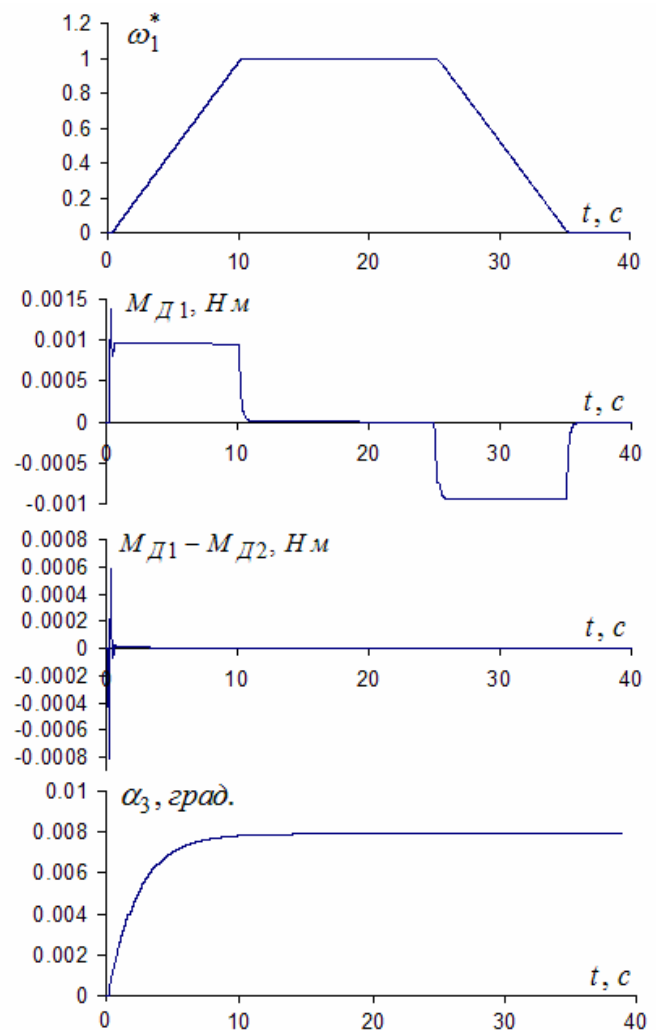


Рис. 8

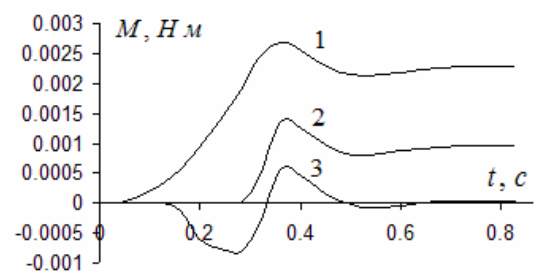


Рис. 9

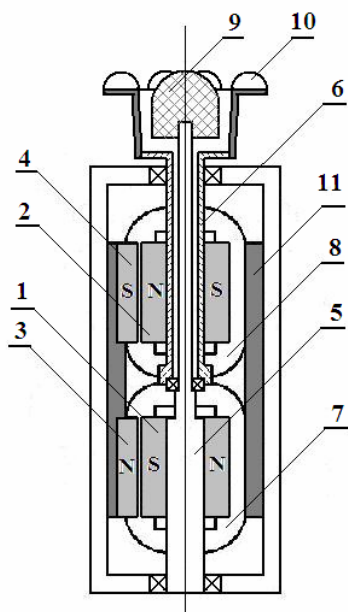


Рис. 10

ніти 1 і 2, є протилежними. Але компенсація здійснюється автоматично тільки за повної ідентичності постійних магнітів роторів, що практично неможливо. Взаємні положення роторів і обмотки в загальному випадку також можуть бути неоднаковими через технологічні допуски на форми та розташування обмотки і магнітів. Тому необхідне регулювання руху обох роторів, критерієм ефективності якого буде невідчутність коливань корпусу приладу.

Рух корпусу пристрою під впливом реактивних моментів описується системою рівнянь

$$J_K \frac{d\omega_K}{dt} = M_1 - M_2 - m_{3ov}; \quad \frac{d\alpha_K}{dt} = \omega_K,$$

де J_K , ω_K , α_K – осьовий момент інерції, кутова швидкість і кут повороту корпусу навколо осі обертання роторів; M_1 , M_2 – знакозмінні динамічні моменти основного і компенсуючого приводів; $m_{3ov} = \nu \cdot \omega_K + C_K \cdot \alpha_K$ – зовнішні моменти в'язкого тертя і пружності, що прикладаються до корпусу рукою людини.

Умовою компенсації є не тільки рівність електромагнітних моментів, що створюються, а й рівність жорсткостей магнітних пружин, тобто:

$$-\Psi_{X1} \cdot i_{X1} \cos \gamma_1 + G_{Z1} \cdot F_{P1} \cdot F_{C1} \sin \gamma_1 + \Psi_{X2} \cdot i_{X2} \cos \gamma_2 - G_{Z2} \cdot F_{P2} \cdot F_{C2} \sin \gamma_2 = 0,$$

де Ψ_{X1} , Ψ_{X2} – потокозчеплення магнітів ротора з відповідними обмотками; G_{Z1} , G_{Z2} – взаємні провідності магнітів роторів і статора; F_P , F_C – МРС магнітів ротора і статора відповідно; індекси 1 і 2 стосуються основного та компенсуючого приводів відповідно.

Для реалізації керованої компенсації реакції побудована система векторного керування компенсуючим ротором, яка реалізує регулювання амплітуди і фазового зсуву вхідного струму статора компенсуючої системи.

На рис. 11 наведено для прикладу графіки перехідних процесів у системі з компенсованою реак-

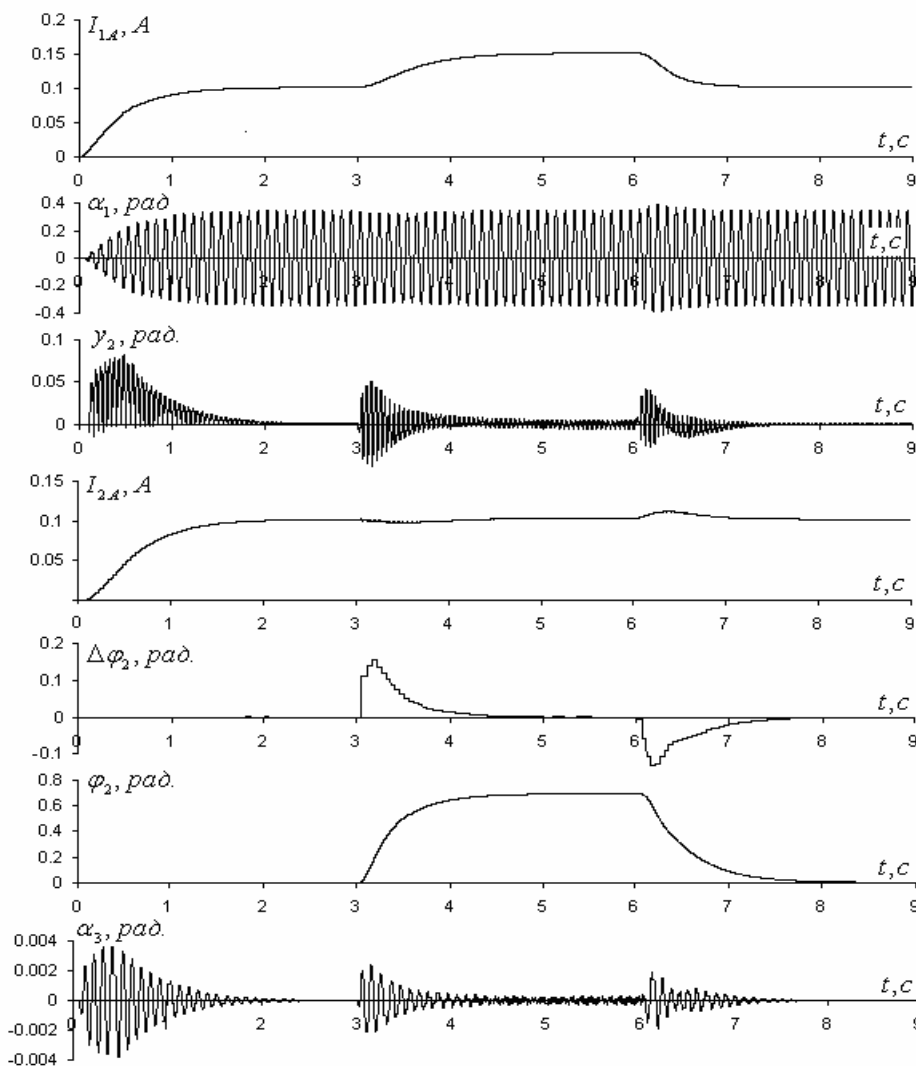


Рис. 11

цією за частоти коливань 10 Гц. На ньому зображено зверху вниз:

- амплітуду I_{1A} струму основної обмотки статора;
- кут повороту α_1 основного ротора;
- сигнал розузгодження y_2 за амплітудою струму компенсуючої обмотки;
- амплітуду I_{2A} струму обмотки статора компенсатора;
- сигнал розузгодження за фазовим зрушенням $\Delta\varphi_2$;
- фазовий зсув φ_2 струму статора i_2 компенсуючої системи;
- кут повороту α_3 корпусу.

З рис. 11 видно, що застосування активної компенсації реактивних знакозмінних моментів ефективно вирішує проблему захисту фахівця, який працює з відповідним устаткуванням, від шкідливої дії вібрації. У разі змінної амплітуди і частоти основного привода систему керування компенсацією доцільно будувати на основі векторного керування амплітудою і фазовим зрушенням струму компенсуючої системи.

Висновки. 1. Розроблено принципи активної компенсації реакцій різного походження в електроприводах, суть яких полягає у створенні регульованих зусиль і моментів, які спрямовані протилежно реактивним моментам, що створює основний приводний двигун пристрою.

2. Розроблено принципи побудови систем керування активними компенсаторами розглянутих типів, у тому числі принципи керування напругою живлення датчиків Холла, що дало змогу на порядок і більше знизити енергоспоживання датчиків положення ротора і тим самим підвищити ККД електроприводних систем малої потужності.

3. На основі розроблених принципів компенсації реактивних моментів в електроприводі створено діючі зразки приладів, в яких реалізовано компенсації таких типів: гіроскопічна реакція, реакція моменту обертання та реакції знакозмінного моменту в широкому діапазоні частот. У разі побудови та аналізу роботи цих систем застосовано розроблені принципи побудови систем керування та метод часових гармонік для визначення інтегральних активних втрат потужності.

Всього за темою досліджень опубліковано 18 статей у фахових виданнях, отримано п'ять патентів на винаходи, взято участь у чотирьох конференціях, захищено дві докторські дисертації.

Фінансується за держбюджетною темою «Створити методи активної компенсації реактивних зусиль, моментів та просторових переміщень в електромеханічних системах магнітоелектричного типу та розробити принципи побудови пристроїв на їх основі» (шифр «ІНДЕМ»), що виконується за Постановою Бюро ВФТПЕ 15.10.2013 р., протокол № 14. Державний реєстраційний номер роботи 0113U006532.

1. Антонов А.Е., Филоменко А.А. Активная компенсация реактивных моментов в электрических машинах магнитоэлектрического типа. *Праці Ін-ту електродинаміки НАН України*. 2014. Вип. 39. С. 20–24.
2. Robert C. O'Handley. Modern Magnetic Materials: Principles and Applications. New York: John Wiley & Sons, 2000. 768 p.
3. Ледовский А.Н. Электрические машины с высококоэрцитивными постоянными магнитами. Москва: Энергоатомиздат. 1985. С. 76–77.
4. Путников В.В., Путников А.В., Уваров В.Б. Бесконтактные электродвигатели постоянного тока с повышенной наработкой для космических аппаратов. *Электротехника*. 2007. № 2. С. 18–23.
5. Сифф Э., Эмерич К. Введение в гироскопию. Москва: Машиностроение, 1965. 124 с.
6. Климов Д.М., Харламов С.Л. Динамика гироскопа в кардановом подвесе. Москва: Наука. 1978. 208 с.
7. О работах в ИПМ им. М.В. Келдыша РАН по анализу динамики, разработке и реализации систем ориентации малогабаритных спутников. URL: http://keldysh.ru/papers/2006/source/prep2006_05.doc. (дата звернення: 12.12.2018).
8. Гироскопы. Производство и исследование. Москва: Машиностроение, 1969. 188 с.
9. Павлов В.А. Основы проектирования и расчета гироскопических приборов. Ленинград: Судостроение, 1967. С. 146–150.
10. Vibration solutions. Practical ways to reduce the risk of hand-arm vibration injury. Published by HSE 01/10.

УДК 621.313.5/8; 62Ф83:621.313.3

ЭЛЕКТРОПРИВОДЫ СО СКОМПЕНСИРОВАННЫМИ РЕАКТИВНЫМИ МОМЕНТАМИ

А.Е. Антонов, докт. техн. наук

Институт электродинамики НАН Украины,
пр. Победы, 56, Киев, 03057, Украина

Обобщены результаты исследований по созданию принципов построения электроприводных систем со скомпенсированными реакциями разных типов - реактивным моментом в приводе вращательного типа, реактивным знакопеременным моментом в приводе возвратно-вращательного типа и гироскопической реакцией в высокооборотном приводе с большим кинетическим моментом подвижной части. Все системы компенсации реакций построены по типу активного противодействия возникающим реактивным моментам на основе электромеханических преобразователей магнитоэлектрического типа, созданных в ИЭД НАН Украины. Показаны также подходы к построению систем управления устройствами, которые создают компенсирующие моменты. Библ. 10, рис. 11.

Ключевые слова: реактивный момент, гироскопическая реакция, активная компенсация реакции.

ELECTRIC DRIVES WITH COMPENSATED REACTIVE MOMENT

O. Antonov

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

The article summarizes the results of research on the creation of principles for the electric drive systems with compensated reactions of various types - reactive torque in a rotational drive, reactive alternating torque in a oscillatory drive and gyroscopic reaction in a high-speed drive with a large kinetic moment of the moving part.

All reactions compensation system constructed according to the type of active resistance arising reactive torque based on the magnetoelectric type motors which created in IED NAS of Ukraine. Shown are approaches to building control systems for devices that create compensatory moments. References 10, figures 11.

Key words: the reaction torque, the gyroscopic reaction, the active compensation of reaction.

1. Antonov A., Filomenko A. Active compensation of reactive moments in electrical machines of magnetoelectric type. *Pratsi Instytutu Elektrodynamiky Natsionalnoi Akademii Nauk Ukrainy*. 2014. No 39. Pp. 20–24. (Rus)
2. Robert C. O'Handley Modern Magnetic Materials: Principles and Applications. New York: *John Wiley & Sons*, 2000. 768 p.
3. Ledovsky A. Electrical machines with high-coercivity permanent magnets. Moskva: *Energoatomisdat*, 1985. 169 p. (Rus)
4. Putnikov V., Putnikov A., Uvarov V. Brushless DC motors with high operating time for space vehicles. *Electrotekhnik*. 2007. No 2. Pp. 18–23. (Rus)
5. Siff E., Emerich K. Introduction to gyroscopy. Moskva: *Mashinostroenie*, 1965. 124 p. (Rus)
6. Klimov D., Kharlamov C. Dynamics of a gyroscope in a cardan suspension. Moskva: *Nauka*. 1978. 208 p. (Rus.)
7. About works in the Keldysh IPM of RAS for the analysis of dynamics, design and implementation of small satellite attitude control systems. URL: http://keldysh.ru/papers/2006/source/prep2006_05.doc. (accessed: 12.12.2018).
8. Gyroscopes. Production and research. Edited by G.Slomyansky M. *Mechanical Engineering*, 1969. 188 p. (Rus)
9. Pavlov V.A. The Basics of design and calculation of gyroscopic devices. Leningrad: *Sudostroenie*, 1967. Pp. 146–150. (Rus)
10. Vibration solutions. Practical ways to reduce the risk of hand-arm vibration injury. Published by HSE 01/10.

Надійшла 25.02.2019

Received 25.02.2019

ИССЛЕДОВАНИЕ ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК БЕСКОНТАКТНЫХ МАГНИТОЭЛЕКТРИЧЕСКИХ ДВИГАТЕЛЕЙ ВОЗВРАТНО-ВРАЩАТЕЛЬНОГО ДВИЖЕНИЯ

К.П. Акинин*, докт. техн. наук, **В.Г. Киреев****, канд. техн. наук, **А.А. Филоменко*****,
В.А. Лавриненко, Е.М. Михайлик
Институт электродинамики НАН Украины,
пр. Победы, 56, Киев, 03057, Украина
e-mail: aoc@ied.org.ua

Проведено исследование электромеханических характеристик специальных бесконтактных магнитоэлектрических двигателей возвратно-вращательного движения при различных способах формирования управляющего напряжения питания статорной обмотки. Предложен такой критерий эффективности условий работы двигателя, как отношение амплитуды угла поворота ротора к квадрату действующего значения тока статора. Получены частотные характеристики амплитуд угла поворота и угловой скорости ротора, действующего значения тока статора и предложенного критерия эффективности. Библ. 7, рис. 2.

Ключевые слова: бесконтактный магнитоэлектрический двигатель, возвратно-вращательное движение, электромеханические характеристики.

Введение. В различных областях техники возникают задачи создания устройств, предназначенных для реализации возвратно-вращательной траектории движения рабочего органа. Это могут быть: шлифовальное и полировальное оборудование, сканирующие устройства для поисковых и следящих систем, осциляторные медицинские и столярные пилы, многофункциональные средства аппаратной косметологии для проведения процедур лимфодренажа, микрошлифовки и дерматонии и т. п.

Известно несколько способов построения электромеханических систем возвратно-вращательного движения (ВВД), реализация которых базируется на различных физических принципах, например, построение с помощью специальных механических передач [1, 2], асинхронных двигателей с использованием преобразователей [3], двигателей двойного питания [4].

Одним из вариантов реализации электромеханического устройства ВВД является использование специального бесконтактного магнитоэлектрического двигателя (БМД) без применения каких-либо передаточных механизмов [5]. В этом случае рабочий орган устройства устанавливается непосредственно на вал, и появляется возможность управления не только частотой и амплитудой колебаний, но и другими параметрами его движения. Как следствие этого – расширение функциональных возможностей устройств ВВД. В то же время к бесконтактному двигателю предъявляются повышенные требования относительно качества управления, что требует исследования и анализа их электромеханических характеристик.

Цель исследования – качественный и количественный анализ электромеханических характеристик БМД ВВД при различных способах формирования напряжения питания статорной обмотки.

Математическая модель. Базовая структура БМД возвратно-вращательного движения включает в себя установленный в подшипниковых опорах ротор в виде вала с диаметрально намагниченным постоянным магнитом и статор с однофазной обмоткой, внешним кольцевым магнитопроводом и постоянным магнитом, результирующая ось намагничивания которого ортогональна электрической оси обмотки. Благодаря магнитному взаимодействию магнитов ротора и статора реализуется бесконтактная упругая связь между ротором и обмоткой [6].

Математическая модель двигателя описывается уравнениями:

$$\begin{aligned}
L \frac{di}{dt} &= -Ri - k_m \omega \cos \alpha + u; \\
M &= k_m i \cos \alpha; \quad M_\omega = k_\omega \omega; \quad M_\alpha = k_\alpha \sin \alpha; \\
J \frac{d\omega}{dt} &= M - M_\omega - M_\alpha - M_P - M_H; \quad \frac{d\alpha}{dt} = \omega,
\end{aligned} \tag{1}$$

где ω , α – угловая скорость и угол поворота вала ротора; L , R – индуктивность и активное сопротивление обмотки статора; i , u – ток и управляющее напряжение статора; k_m – коэффициент момента двигателя; J – момент инерции ротора; M_ω , M_α , M_P , M_H – моменты вязкого трения и упругости, реактивный момент подшипников и момент нагрузки соответственно; k_ω , k_α – коэффициенты вязкости и упругости.

Реактивный момент подшипников определяется соответственно выражению

$$M_P = M_\Pi \operatorname{sign}(\omega), \tag{2}$$

где M_Π – момент сопротивления подшипников.

В данном исследовании полагаем такую зависимость для задания момента нагрузки:

$$M_H = k_H \omega, \tag{3}$$

где k_H – коэффициент вязкости нагрузки двигателя.

Приведенные уравнения описывают нелинейную электромеханическую систему, в которой входным воздействием является напряжение или ток при прямом токовом управлении, а выходным параметром – амплитуда механических колебаний ротора. Исследования [7] показали нелинейную амплитудно-частотную зависимость входного и выходного параметров системы с выраженным резонансом при движении ненагруженного вала. Поэтому для эффективного управления БМД ВВД необходимо формирование специальных функциональных зависимостей управляющего воздействия от задаваемых параметров.

Механические колебания вала ротора БМД ВВД должны осуществляться с заданными частотой и амплитудой, которые определяются частотой и амплитудой управляющего напряжения статора, а также его формой.

Рассмотрим режимы работы БМД ВВД для трех вариантов формирования напряжения управления статором:

$$u_1 = U_A \sin 2\pi f t;$$

$$u_2 = U_A \operatorname{sign}(\sin 2\pi f t);$$

$$u_3 = U_A \left(\frac{T}{2} - t \right) \frac{2}{T} \text{ при } 0 < t < \frac{T}{2} \text{ или } u_3 = U_A (T - t) \frac{2}{T} \text{ при } \frac{T}{2} < t < T,$$

где U_A – амплитуда управляющего напряжения статора; f – частота колебаний напряжения; T – период колебаний; t – время. Здесь управляющее напряжение u_3 определено на периоде колебаний T .

Результаты исследований. При заданных параметрах и форме кривой управляющего напряжения статора режим колебательных движений ротора БМД ВВД описывается такими параметрами: действующее значение переменного тока статора – I ; величина амплитуды угла поворота вала ротора – α_A ; величина амплитуды угловой скорости ротора – ω_A .

Вследствие нелинейных свойств рассматриваемой системы управление БМД ВВД может осуществляться в одном из двух режимов ограничений параметров: в диапазоне низких частот – в режиме ограничения амплитуды угла поворота вала ротора на заданном уровне α_3 ; в диапазоне высоких частот – в режиме ограничения действующего значения тока статора на максимально допустимом уровне $I_{\max}$, определяемом тепловым состоянием двигателя.

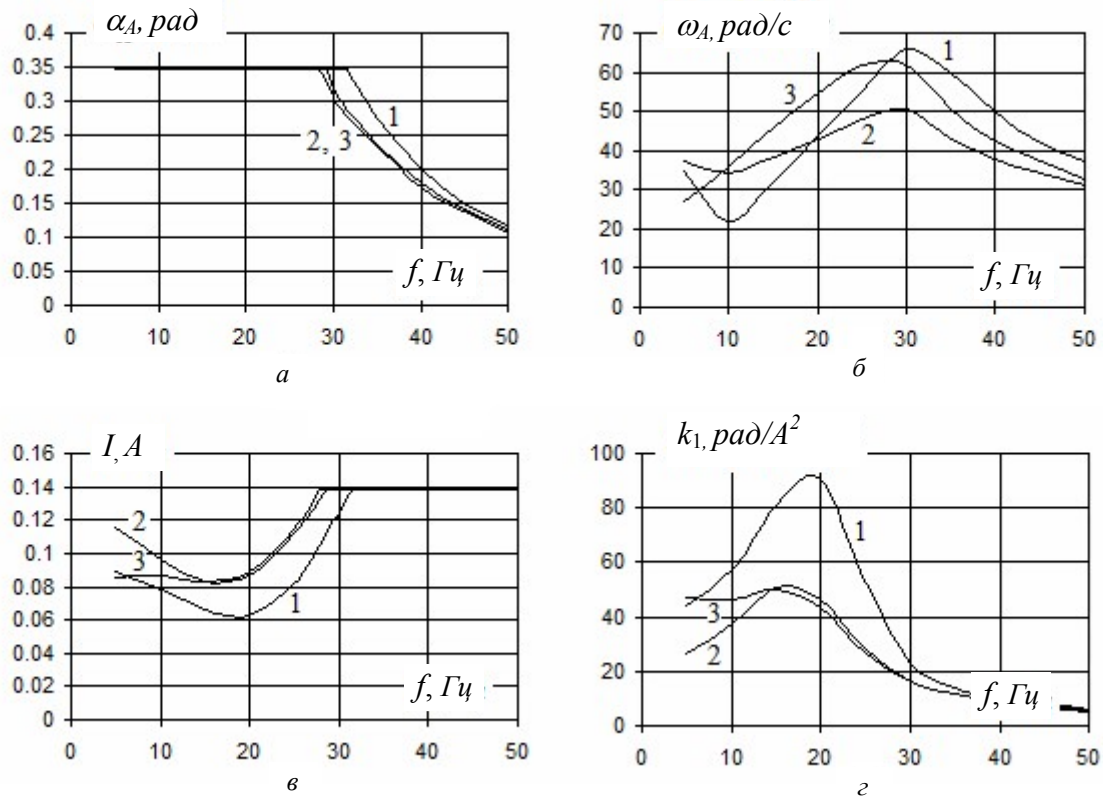


Рис. 1

Механические колебания вала должны осуществляться с заданными параметрами (частотой и амплитудой) при минимальной величине потерь в меди статорной обмотки. Поэтому для оценки эффективности работы БМД ВВД введен также дополнительный показатель эффективности, определяемый как отношение параметров $k_1 = \frac{\alpha_A}{I^2}$.

Возможно, что такой оценки эффективности недостаточно, поскольку может потребоваться реализация колебаний при максимальном значении амплитуды угловой скорости ω_A .

Для рассматриваемой БМД ВВД были проведены расчеты зависимостей основных параметров режима работы α_A , I , ω_A и k_1 от частоты f в диапазоне от 5 до 50 Гц при условии заданных ограничений амплитуды угла и действующего значения тока статора $\alpha_3 = \pi/9 \text{ рад}$ и $I_{\max} = 0,14 \text{ А}$, а также при других значениях параметров двигателя и нагрузки: $L = 0,012 \text{ Гн}$; $R = 40 \text{ Ом}$; $k_{m1} = 0,125 \text{ Н} \cdot \text{м/А}$; $k_{\omega} = 0,000065 \text{ Н} \cdot \text{м} \cdot \text{с/рад}$; $k_{\alpha} = 0,0448 \text{ Н} \cdot \text{м/рад}$; $J_2 = 0,0000024 \text{ кг} \cdot \text{м}^2$; $M_{\Pi} = 0,0002 \text{ Н} \cdot \text{м}$; $k_H = 0,00055 \text{ Н} \cdot \text{м} \cdot \text{с/рад}$.

Эти зависимости приведены на рис. 1. Цифрами 1, 2 и 3 обозначены соответственно три варианта управляющего напряжения статора. Полученные зависимости иллюстрируют режимы ограничения угла поворота ротора α (рис. 1 а) и действующего значения тока статора I (рис. 1 в) в разных частотных диапазонах

Для иллюстрации работы БМД ВВД проведен расчет мгновенных значений переменных управляющего напряжения u и тока i статора, а также угловой скорости ω и угла поворота вала ротора α при значении частоты колебаний 10 Гц. На рис. 2 приведены указанные кривые для трех вариантов формирования управляющего напряжения статора – синусоидального, прямоугольного и пилообразного.

Выводы. Использование трех разных вариантов формирования управляющего напряжения статора позволяет получить разные параметры, характеризующие качество выполнения возвратно-вращательных траекторий вала БМД. В первом случае практически во всем

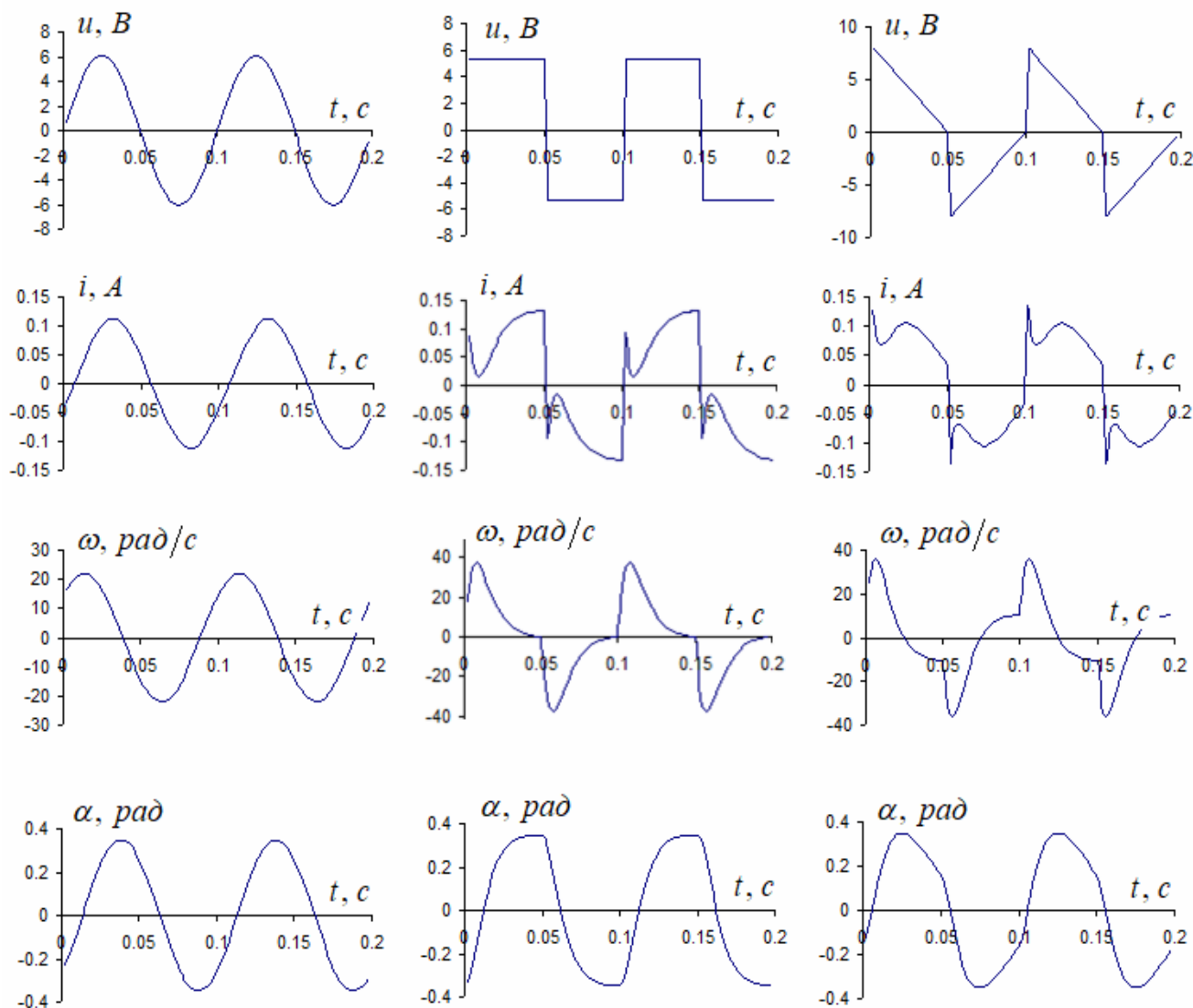


Рис. 2

частотном діапазоні управління досягається найбільше значення показателя ефективності k_1 (рис. 1 а), означаюче совершение колебаний вала двигателя при наименьшей величине квадрата действующего значения тока статора, что позволяет минимизировать нагрев двигателя. Тем не менее, наибольшие значения амплитуды угловой скорости достигаются во втором случае при частотах менее 10 Гц, а в третьем – в диапазоне частот от 10 до 28 Гц (рис. 1 б), что при выполнении некоторых технологических операций дает существенное функциональное преимущество по сравнению с первым вариантом формирования напряжения статора.

Фінансується за держбюджетною темою «Створити методи активної компенсації реактивних зусиль, моментів та просторових переміщень в електромеханічних системах магнітоелектричного типу та розробити принципи побудови пристроїв на їх основі» (шифр «ІНДЕМ»), що виконується за Постановою Бюро ВФТПЕ 15.10.2013 р., протокол № 14. Державний реєстраційний номер роботи 0113U006532.

1. Смелягин А.И. Структура механизмов и машин. Москва: Высш. шк., 2006. 304 с.
2. Yusoff A.S., Che-Ani A.I., Hussain Z., Hamzah N., Boudville R., Rahman M.F.A. Back-Drivability of Powered Knee Orthosis for Knee Free Swing and Knee Extension. *7th IEEE International Conference on Control System, Computing and Engineering (ICCSCE 2017)*. 24–26 November 2017, Penang, Malaysia. Pp. 331–335.
3. Луковников В.И. Электропривод колебательного движения. Москва: Энергоатомиздат, 1984. 152 с.

4. Загрівний Э.А., Гаврилов Ю.А. Способ возбуждения и регулирования авторезонансных колебаний в электроприводе возвратно-вращательного движения. Патент РФ № 2410826, 2009.
5. Антонов О.Є., Кіреєв В.Г. Масажний пристрій. Патент України № 74668, 2006.
6. Антонов А.Е., Петухов И.С., Филоменко А.А. Магнитоэлектрический двигатель возвратно-вращательного движения с упругой связью ротора. *Технічна електродинаміка*. 2013. № 1. С. 49–55.
7. Антонов А.Е., Акинин К.П., Кіреєв В.Г., Филоменко А.А. Компенсация реактивных моментов в электроприводе возвратно-вращательного движения. *Праці Ін-ту електродинаміки НАН України*. 2018. Вип. 51. С. 54–60.

УДК 621.313.8

ДОСЛІДЖЕННЯ ЕЛЕКТРОМЕХАНІЧНИХ ХАРАКТЕРИСТИК БЕЗКОНТАКТНИХ МАГНІТОЕЛЕКТРИЧНИХ ДВИГУНІВ ЗВОРОТНО-ОБЕРТАЛЬНОГО РУХУ

К.П. Акинин, докт. техн. наук, **В.Г. Кіреєв**, канд. техн. наук, **А.А. Філоменко**, **В.А. Лавриненко**, **О.М. Михайлик**

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

Проведено дослідження електромеханічних характеристик спеціальних безконтактних магнітоелектричних двигунів зворотно-обертального руху за різних способів формування керуючої напруги живлення обмотки статора. Запропоновано такий критерій ефективності умов роботи двигуна, як відношення амплітуди кута повороту ротора до квадрату діючого значення струму статора. Представлено частотні характеристики амплітуд кута повороту та кутової швидкості ротора, діючого значення струму статора та запропоновано-го критерію ефективності. Бібл. 7, рис. 2.

Ключові слова: безконтактний електромагнітний двигун, зворотно-обертальний рух, електромеханічні характеристики.

RESEARCH OF ELECTROMECHANICAL CHARACTERISTICS OF BRUSHLESS MAGNETOELECTRIC MOTORS OF RETURN-ROTARY MOTION

K.P. Akynin, V.G. Kyreyev, A.A. Filomenko, V.A. Lavrinenko, E.M. Mikhailik

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

The research of the electromechanical characteristics of special brushless magnetoelectric motors return-rotary motion when using different methods of forming the control supply voltage of the stator winding is made. Efficiency criterion of motor operating conditions as a relation of rotation angle amplitude of rotor shaft and square of stator current effective value is proposed. Frequency characteristics of amplitudes of rotation angle and rotor angular speed, of stator current effective value and proposed efficiency criterion are given. References 7, figures 2.

Key words: brushless magnetoelectric motor, return-rotary motion, electromechanical characteristics.

1. Smeliahin A.Y. The structure of mechanisms and machines. Moskva: Vysshaya shkola, 2006. 304 p. (Rus)
2. Yusofl A.S., Che-Ani A.I., Hussain Z., Hamzah N., Boudville R., Rahman M.F.A. Back-Drivability of Powered Knee Orthosis for Knee Free Swing and Knee Extension. *7th IEEE International Conference on Control System, Computing and Engineering (ICCSCE 2017)*. 24–26 November 2017, Penang, Malaysia. Pp. 331–335.
3. Lukovnikov V.Y. Electric drive of oscillatory motion. Moskva: Energoatomizdat, 1984. 152 p. (Rus)
4. Zahrivnyi E.A., Havrilov Yu.A. The method of excitation and regulation of autoresonance oscillations in the electric drive of the return-rotary motion. Patent RF No 2410826, 2009. (Rus)
5. Antonov A.E., Kyreyev V.H. Massage device. Patent UA No 74668, 2006. (Ukr)
6. Antonov A.E., Petukhov Y.S., Filomenko A.A. Magnetolectric motor reciprocating rotary motion with elastic coupling rotor. *Tekhnichna elektrodynamika*. 2013. No 1. Pp. 49–55. (Rus)
7. Antonov A.E., Akynin K.P., Kyreyev V.H., Filomenko A.A. Compensation of the reactive torque in electric drive of a return-rotary motion. *Pratsi Instytutu Elektrodynamiky Natsionalnoi Akademii Nauk Ukrainy*. 2018. No 51. Pp. 54–60. (Rus)

Надійшла 25.10.2019

Received 25.10.2019

УДК 621.313.323

DOI: <https://doi.org/10.15407/publishing2019.54.052>

РЕЖИМИ РОБОТИ ЛІНІЙНОГО МАГНІТОЕЛЕКТРИЧНОГО ДВИГУНА ЯК ЕЛЕМЕНТА ВІБРОУДАРНОЇ СИСТЕМИ

Р.П. Бондар^{1*}, канд. техн. наук, **О.Д. Подольцев**^{2**}, докт. техн. наук

¹ – Київський національний університет будівництва і архітектури,
пр. Повітрофлотський, 31, Київ, 03037, Україна

e-mail: rpbondar@gmail.com

² – Інститут електродинаміки НАН України,
пр. Перемоги, 56, Київ, 03057, Україна

Розглянуто двомасову віброударну систему з приводом від лінійного магнітоелектричного двигуна вібраційної дії. Запропоновано модель для дослідження динамічних процесів у системі, що ґрунтується на схемі заміщення із зосередженими параметрами. Для моделювання сили удару приймається сила контактної взаємодії, що описується формулою Герца. Проведено дослідження режимів механічних коливань та поведінки динамічних змінних залежно від значення напруги живлення двигуна. На основі нелінійних рівнянь динаміки системи, а також за допомогою методу точкових відображень й діаграми біфуркації показано наявність періодичних, квазіперіодичних та хаотичних режимів роботи віброударної системи. Бібл. 13, рис. 10.

Ключові слова: двомасова віброударна система, лінійний магнітоелектричний двигун, квазіперіодичний режим, хаотичний режим.

Вступ. Вібраційні технології є основою багатьох сучасних технологічних процесів, пов'язаних з переміщенням та обробкою матеріалів, ущільненням, сортуванням, гранулюванням тощо. Лінійні магнітоелектричні машини використовуються у випробувальних та калібрувальних стендах, віброізоляційних платформах, для поглинання енергії ударів у підвісках автомобілів та ін. Залежно від призначення такі пристрої можуть як утворювати вібраційні навантаження, так і, навпаки, їх зменшувати.

Застосування лінійних магнітоелектричних двигунів (ЛМД) вібраційної дії в приводах будівельних машин забезпечує низку переваг, основними з яких є широкий частотний робочий діапазон, відсутність механічних передач, а, отже, надійність і низький рівень шуму, а також можливість регулювання експлуатаційних характеристик у автоматичному режимі.

Динамічна поведінка двомасових віброударних систем за умови синусоїдного збудження відносно добре відома. Для моделювання сили удару зазвичай застосовується модель Ньютона [1] або Герца [2].

Наявність нелінійності, зумовленої ударним типом навантаження, в сукупності з нелінійними характеристиками приводу спричиняє суттєву зміну динамічних властивостей системи. Взаємодія електричної та механічної частин робить систему більш складною, а іноді й непередбачуваною. Залежно від значень параметрів машини може змінюватись режим коливань, порушуватись стабільність, виникають небажані або неефективні режими роботи. Тому актуальним є питання дослідження динамічної поведінки приводу в залежності від параметрів вібраційної системи з метою забезпечення таких режимів роботи, що найкраще відповідають вимогам технологічного процесу.

Метою роботи є дослідження динамічних властивостей двомасової електромеханічної системи з приводом від лінійного магнітоелектричного вібраційного двигуна під час роботи на віброударне навантаження.

Модель двомасової віброударної системи з лінійним електроприводом. Для ударно-вібраційних машин, що застосовуються в будівельному виробництві під час ущільнення бетону або формування бетонних виробів, типовою є двомасова механічна схема, яка показана на рис. 1, де ЛМД вібраційної дії 1 за допомогою ударника 2 періодично здійснює удари по демпферу 3. Між ударником та демпфером має місце попередній зазор Δ . Система здійс-

нє переміщення під дією періодичної електромагнітної сили F_{ev} . Верхня маса m_p моделює раму з платформою 4, до якої кріпиться двигун вібраційної дії 1. Платформа ізолюється від фундаменту за допомогою опорних амортизаторів з коефіцієнтом жорсткості k_p .

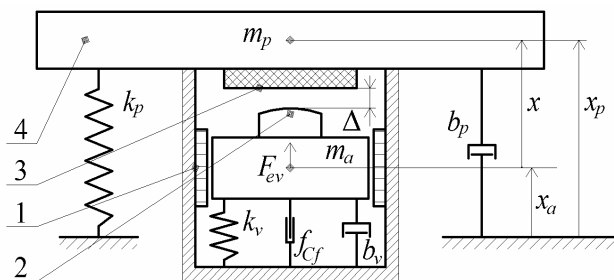


Рис. 1

Збудником періодичної електромагнітної сили F_{ev} розглядається циліндричний

лінійний магнітоелектричний двигун вібраційної дії з гладкою (беззубцевою) структурою статора і постійними магнітами на якорі [3].

У моделі приймаються такі припущення:

- коливальні маси являють собою абсолютно жорсткі тіла;
- поведінка пружних елементів описується законом Гука, тобто їх жорсткість є постійною величиною;
- маса m_p враховує також приєднану масу навантаження (масу бетонної суміші тощо);
- система знаходиться в положенні механічної рівноваги, коли існує статична рівновага між силою тяжіння та силами пружності;
- удар є прямим і центральним, тобто вектор швидкості та нормалі до поверхні тіл у точці зіткнення проходить через їх центри мас.

Якщо прийняти за початок координати переміщення положення механічної рівноваги системи (положення мас за відсутності сили F_{ev}), то наведеній схемі відповідають такі рівняння:

$$\left. \begin{aligned} u_v &= i_v (R_{sv} + R_{mag}) + L_v \frac{di_v}{dt} + \frac{dL_v}{dx} \frac{dx}{dt} i_v + \frac{d\Psi_{pm}}{dx} \frac{dx}{dt}; \\ m_a \frac{d^2 x_a}{dt^2} &= F_{ev} - k_v x - b_v \frac{dx}{dt} - F_{im} - F_{Cf} \operatorname{sign} \frac{dx}{dt}; \\ m_p \frac{d^2 x_p}{dt^2} &= -F_{ev} + k_v x + b_v \frac{dx}{dt} + F_{im} + F_{Cf} \operatorname{sign} \frac{dx}{dt} - k_p x_p - b_p \frac{dx_p}{dt}, \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

де u_v, i_v – відповідно напруга та струм обмотки двигуна; R_{sv}, L_v – відповідно активний опір та індуктивність обмотки; R_{mag} – активний опір, що відповідає магнітним втратам у осерді; Ψ_{pm} – потокозчеплення обмотки, зумовлене полем постійних магнітів; x – переміщення якоря відносно статора; m_a – маса якоря двигуна; k_v – коефіцієнт жорсткості пружної підвіски двигуна; b_v – коефіцієнт в'язкого тертя, який враховує механічні втрати в двигуні; F_{im} – сила удару; F_{Cf} – сила сухого кулонівського тертя; x_a – переміщення якоря відносно нерухомої системи координат ($x_a = x + x_p$); x_p – переміщення платформи; m_p – сумарна маса платформи та приєднана маса навантаження; k_p – коефіцієнт жорсткості амортизаторів платформи; b_p – сумарний коефіцієнт в'язкого тертя, що враховує втрати в амортизаторах платформи та в навантаженні.

У випадку беззубцевої конструкції статора ЛМД (коли відсутні зубцеві гармоніки та міжзубцеві сили зчеплення) електромагнітна сила виражається через похідну від магнітної енергії

$$F_{ev} = \left. \frac{\partial W_m}{\partial x} \right|_{i_v = \text{const}} = \frac{d\Psi_{pm}}{dx} i_v + \frac{1}{2} \frac{dL_v}{dx} i_v^2. \quad (2)$$

Для моделювання сили удару приймається сила контактної взаємодії, що описується формулою Герца [2]:

$$F_{im} = K_{im} \alpha^{3/2}, \quad (3)$$

де $\alpha = x - \Delta$ – відносне зближення тіл; $K_{im} = 4q \left[3(\delta_1 + \delta_2) \sqrt{A+B} \right]^{-1}$ – стала, яка враховує властивості матеріалів, що ударяються; q, A, B – константи, що характеризують геометрію зони контакту; $\delta_1 = (1 - \mu_1^2)(E_1\pi)^{-1}$; $\delta_2 = (1 - \mu_2^2)(E_2\pi)^{-1}$; μ_1, μ_2, E_1, E_2 – відповідно коефіцієнти Пуассона та модулі Юнга для обох тіл.

Сила удару F_{im} дорівнює виразу (3), коли $x > \Delta$, і рівна нулю, якщо $x \leq \Delta$.

Динамічні режими двомасової віброударної системи з приводом від ЛМД вібраційної дії. Для вирішення системи рівнянь (1) приймалися такі значення параметрів системи: коефіцієнт електромагнітної сили $d\Psi_{pm}/dx = 12,5$ Н/А; активний опір обмотки статора $R_{sv} = 2,67$ Ом; маса якоря двигуна $m_a = 9,8$ кг; коефіцієнт в'язкого тертя $b_v = 32$ кг/с; сила сухого тертя $F_{cf} = 2,5$ Н; коефіцієнт жорсткості пружної підвіски двигуна $k_v = 153291$ Н/м; маса платформи $m_p = 31,2$ кг; попередній зазор $\Delta = 0,0027$ м; коефіцієнт в'язкого тертя $b_p = 35$ кг/с; коефіцієнт жорсткості амортизаторів платформи $k_p = 306582$ Н/м.

Суттєве спрощення аналізу динамічної поведінки системи досягається шляхом дискретизації рівнянь, представлених у часовій області, згідно з методом точкових відображень або методом відображень Пуанкаре.

Для неавтономної системи, представленої рівняннями (1), побудову точкових відображень зазвичай виконують з періодом збудження, який в даному випадку рівний періоду напруги живлення ЛМД. Січна площина визначається як [4]

$$\Sigma := \{(\mathbf{X}_k, \theta) \in \mathbb{R}^7 \times S^1 : \theta = \theta_0\}, \quad (4)$$

де $\mathbf{X}_k$ – вектор рішень; $S^1 = [0, 2\pi)$; θ – кутова координата, що має зміст фазового кута збудження.

Траєкторія $\mathbf{X}_k$ з періодом $T = 2\pi/\omega$ проходить через поверхню Σ . Послідовність таких перетинів формує відображення Пуанкаре.

Загальний аналіз системи в просторі параметрів може бути виконаний за допомогою діаграм біфуркацій. Вони відображають якісні зміни динамічного режиму під час зміни параметрів системи. Так, для зазначених вище параметрів, система демонструє суттєву залежність динамічної поведінки від напруги живлення.

Відповідну діаграму біфуркацій швидкості якоря $v_a = dx_a/dt$ залежно від діючого значення напруги живлення ЛМД U_v показано на рис. 2. Значення швидкості фіксується в моменти часу $t = 2\pi m/\omega + \pi/2\omega$ (m – ціле число), що відповідають кутовій координаті напруги живлення, рівній $\theta = 2\pi m + \pi/2$. Частота напруги живлення становить $\omega = 153,9$ с⁻¹.

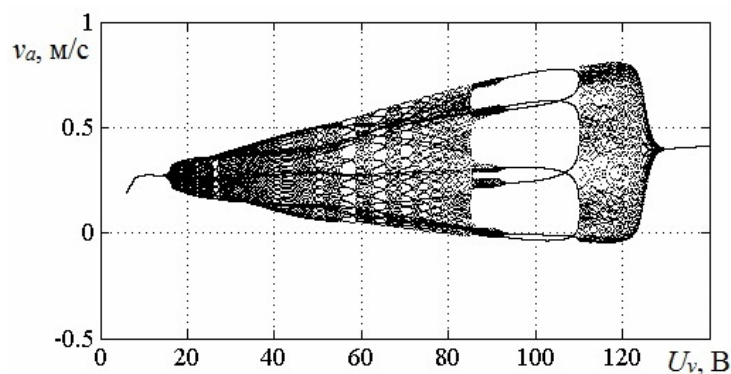
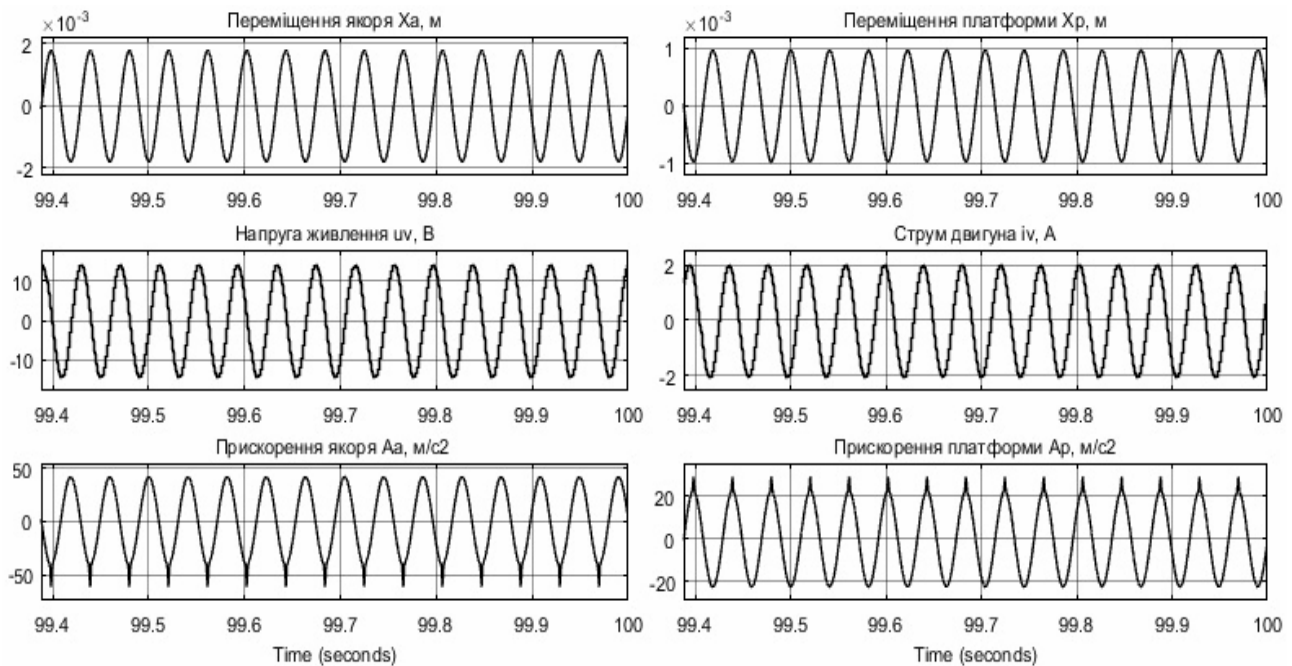
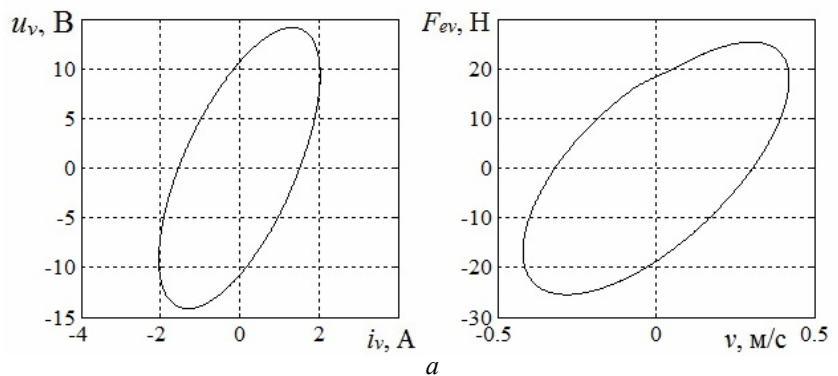


Рис. 2

З рисунку видно, що режим коливань суттєво змінюється під час зміни напруги живлення. У цьому разі рух системи в просторі зазначеного параметра відзначається чергуванням періодичних, квазіперіодичних та хаотичних режимів.

За невеликих значень напруги та ударних прискорень поведінка динамічних величин у часі є наближеною до гармонічної. Характерний випадок показано на рис. 3 для діючого значення напруги $U_v = 10$ В. Фазові портрети напруги та струму двигуна $u_v(i_v)$

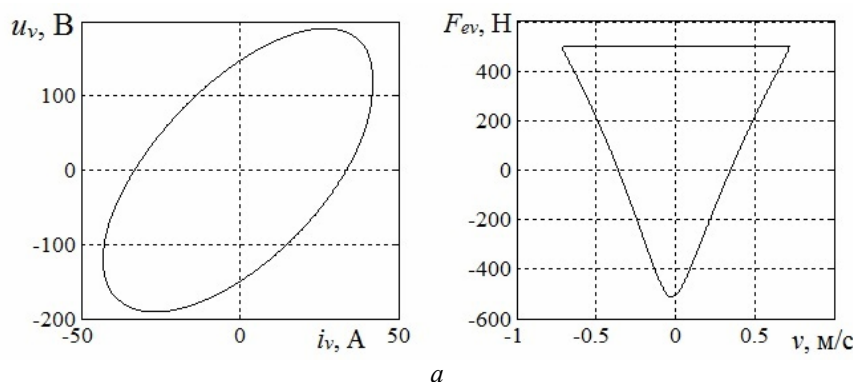


б
Рис. 3

і електромагнітної сили та швидкості якоря $F_{ev}(v)$ (рис. 3 а) ілюструють близьку до еліпсоїдної форму залежностей механічних та електричних величин. Тут $v = dx/dt$ – відносна швидкість якоря (швидкість якоря в системі координат, пов'язаній зі статором). Відповідні часові діаграми показано на рис. 3 б. Залежності відносяться до випадку, коли всі електромеханічні процеси в системі є усталеними.

Збільшення напруги живлення, і, як наслідок, збільшення електромагнітної сили призводить до збільшення ударних прискорень та більш складної поведінки динамічних змінних. Фазові портрети для значення напруги живлення $U_v = 135$ В показано на рис. 4 а, звідки видно, що закон зміни напруги та струму в часі є близьким до синусоїдного на відміну від механічних величин, поведінка яких відрізняється від гармонічної. Відповідні часові залежності показано на рис. 4 б, що ілюструє значне зростання ударного прискорення та його суттєвий вплив на закон руху якоря та платформи.

Розглянуті вище періодичні режими відповідають випадкам, коли один удар припадає на один цикл збудження (для напруги $U_v = 10$ В) або на два цикли збудження (у випадку $U_v = 135$ В). Причому ударне прискорення має однакові значення кожного періоду удару. Якісно інший періодичний режим спостерігається за напруги $U_v = 100$ В. На рис. 5 а показано фазові портрети системи для цього випадку.



Розрахунок проводиться для усталеного режиму. Після закінчення перехідних процесів значення динамічних змінних фіксувались для проміжку часу 10 с, що відповідає 245 періодам напруги живлення.

З фазових діаграм, зображених на рис. 5 а видно, що фазовий портрет системи

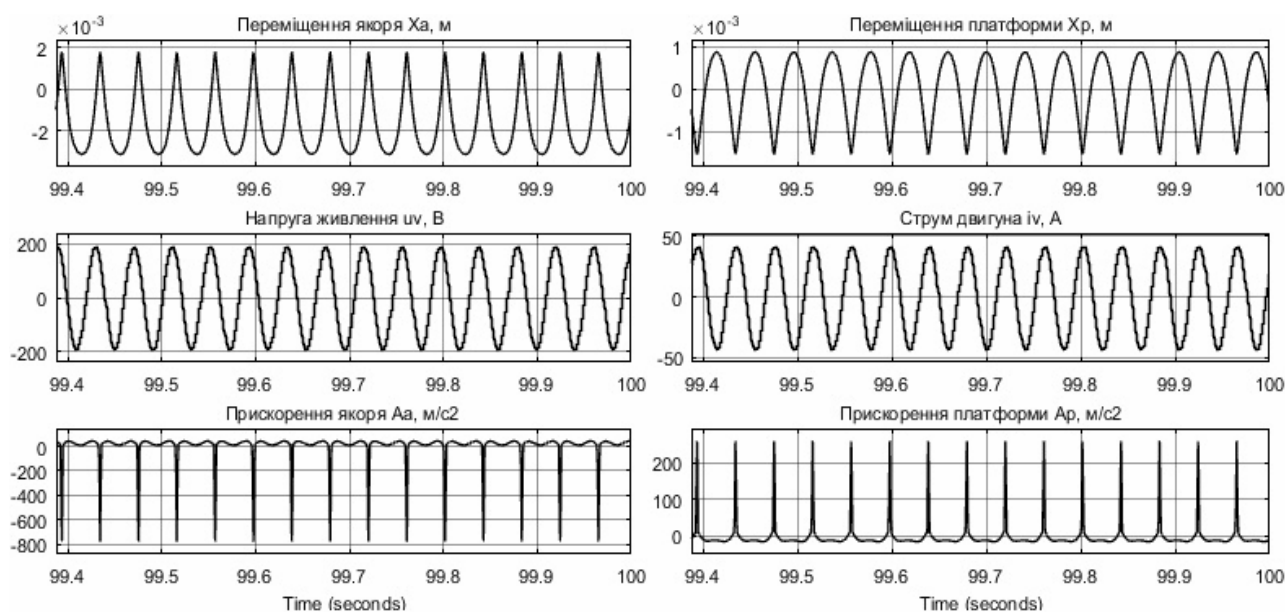


Рис. 4

має сім фазових траєкторій. Досить складна поведінка динамічних змінних у часі (рис. 5 б), а також різні значення ударного прискорення обмежують застосування цього режиму в приводах віброударних будівельних машин.

Квазіперіодичні режими характеризуються більш складною, хоча й передбачуваною поведінкою динамічних змінних. На рис. 6 а показано фазові портрети системи для випадку, коли напруга живлення ЛМД становить $U_v = 35$ В. Відповідні часові діаграми зображено на рис. 6 б.

З наведеного рисунку видно, що фазовий портрет системи формується з множини траєкторій, кожна з яких характеризується певним значенням ударного прискорення та струму двигуна.

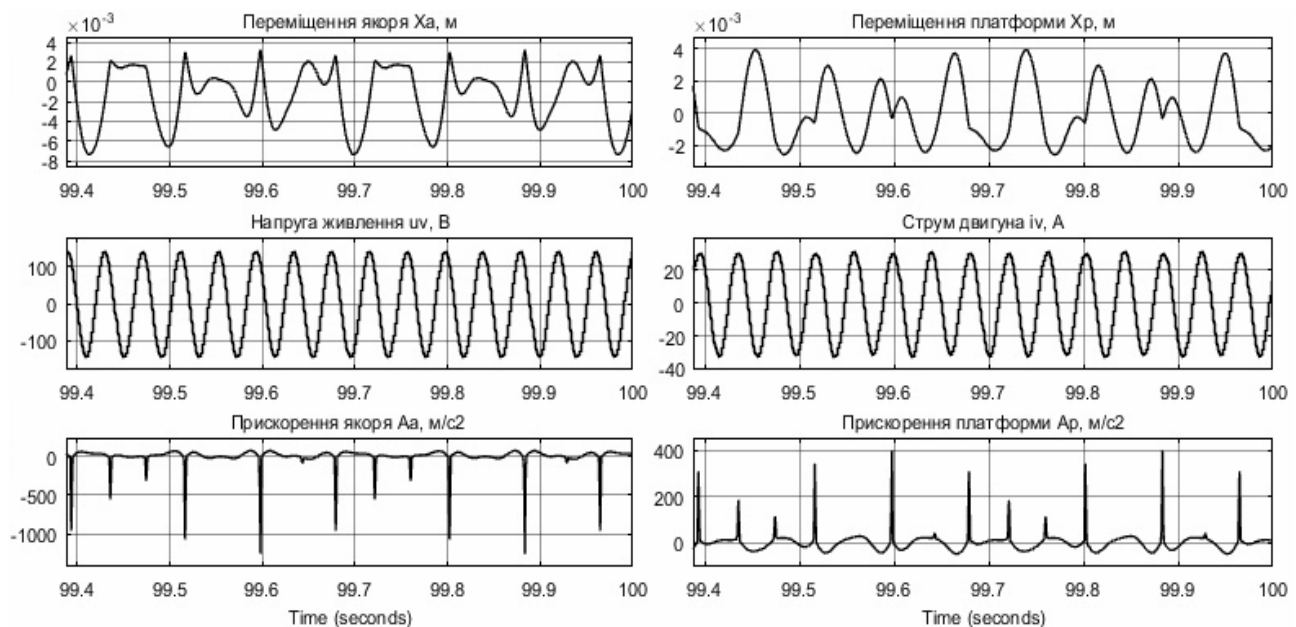
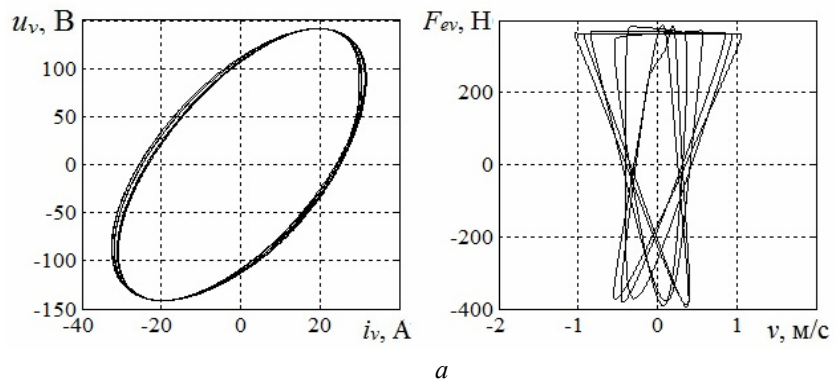
Квазіперіодичні режими коливань не мають широкого застосування в традиційних приводах вібраційних будівельних машин, проте їх дослідження становить певний теоретичний інтерес. Те ж саме стосується хаотичних режимів, хоча останнім часом проводяться активні дослідження, що стосуються їх контролю, можливого використання або уникнення.

На практиці хаотичний режим коливань застосовують, зокрема, для ущільнення ґрунтів [5] або речовин, які мають гранулометричний чи порошкоподібний стан. Вважається, що даний режим вібрації, маючи широкий спектр, сприяє зменшенню сил тертя між окремими частинками й робить процес ущільнення більш ефективним. За умови застосування відповідної системи керування такі машини мають значно простішу конструкцію внаслідок зменшення кількості коливальних мас. Порівняльні дослідження, наведені в [6], свідчать про те,

що ущільнювачі з хаотичним законом руху робочого органу забезпечують краще ущільнення порівняно з традиційними машинами з гармонічним збудженням.

Хаотичний режим коливань застосовують також в змішувачах, особливо в тих випадках, коли змішуються речовини, які, за умови використання традиційних змішувачів, досить легко розшаровуються [7].

Змішувачі з хаотичним режимом коливань можуть реалізовуватись за допомогою досить складних механічних схем [8], що робить машину ненадійною та складною в налаштуванні. Інший спосіб полягає в застосуванні спеціальних алгоритмів керування [9], що значно спрощує конструкцію машини.



б
Рис. 5

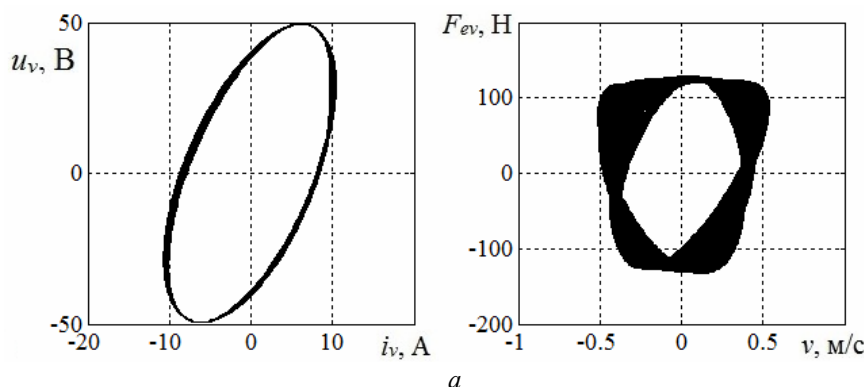
У системах опалення, вентиляції та кондиціонування повітря будівель хаотичні режими застосовують з метою досягнення комфортних для перебування людей умов. Дослідження, проведені в цій області, свідчать, що люди почувають себе під час відпочинку більш комфортно, якщо температура приміщення змінюється незначно, й віддають перевагу суттєвим змінам температури, коли працюють [10]. Це сприяє підвищенню працездатності та надає відчуття свіжості повітря.

Хаотичний режим руху застосовують також у шліфувальних машинах, що переважають за ефективністю та якістю шліфувальної поверхні традиційні [11].

Хаотичні режими коливань не є періодичними чи квазіперіодичними. Вони характеризуються широким частотним спектром та суттєвою чутливістю до початкових умов [6].

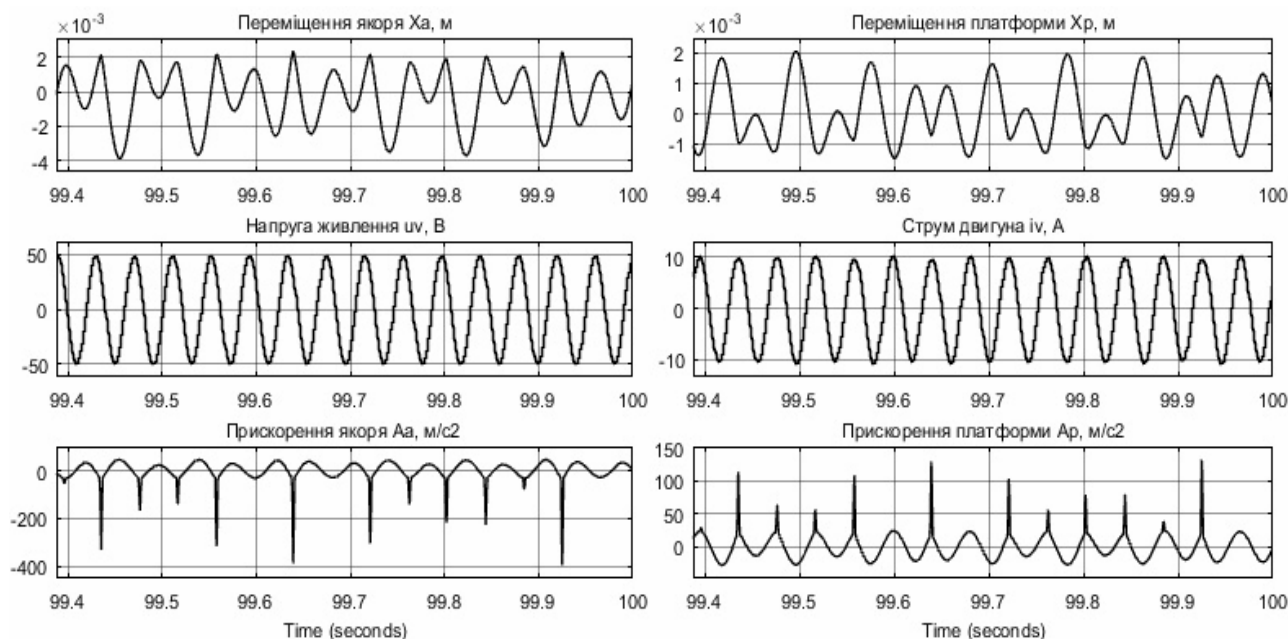
Фазові діаграми для випадку, що ілюструють хаотичний режим і відносяться до значення напруги живлення $U_v = 115 \text{ В}$, показано на рис. 7 а. Відповідні часові залежності зображено на рис. 7 б.

Для динамічних систем чутливість до початкових умов вимірюється значенням експонент Ляпунова. Це поняття пов'язане також зі спектром експонент Ляпунова λ_i ($i = 1, 2, \dots, n$),



де n – кількість динамічних змінних у рівняннях системи. Наявність додатної експоненти є достатньою для діагностики хаосу і презентує локальну нестабільність (у дисипативних системах сума всіх експонент є негативною, тобто така система глобально є стабільною [12]).

Обчислення експо-



б

Рис. 6

нент Ляпунова може бути виконано на підставі рівнянь динаміки системи або шляхом їх лінеаризації [13], або шляхом реконструкції атрактора з відповідних часових залежностей динамічних величин [12, 13].

Для реконструкції атрактора досліджуваної системи використовувався вектор рішень, що має інформаційну розмірність $n_i = 7$ виду $\mathbf{X}_k = \left[x_a, x_p, i_v, \frac{dx_a}{dt}, \frac{dx_p}{dt}, \frac{di_v}{dt}, \frac{d^2x_p}{dt^2} \right]$.

Значення динамічних змінних фіксувались з періодом $T = 2\pi/\omega$ для проміжку часу 400 с, що відповідає 9800 періодам напруги живлення.

Найбільше значення експоненти Ляпунова $\lambda_{\max}$ визначалось апроксимацією за допомогою методу найменших квадратів лінії, що визначається рівнянням [12]

$$y(i_t) = \frac{1}{i_t \Delta t} \sum \ln d_j(i_t),$$

де i_t – крок дискретного часу; $\Delta t = 2\pi/\omega$ – період дискретизації; $d_j(i_t) = \min_{\mathbf{X}_{\hat{j}}} |\mathbf{X}_j - \mathbf{X}_{\hat{j}}| = C_j e^{\lambda_{\max}(i_t \Delta t)}$; $\mathbf{X}_{\hat{j}}$ – найближча точка, отримана мінімізацією відстані до точки $\mathbf{X}_j$; C_j – константа нормалізації.

Для показаного на рис. 7 випадку максимальне значення експоненти становить $\lambda_{\max} = 0,53$.

Аналіз діаграми біфуркації (рис. 2) свідчить про те, що хаотичні режими коливальних можуть спостерігатись і за невеликих значень напруги. На рис. 8 показано часові залеж-

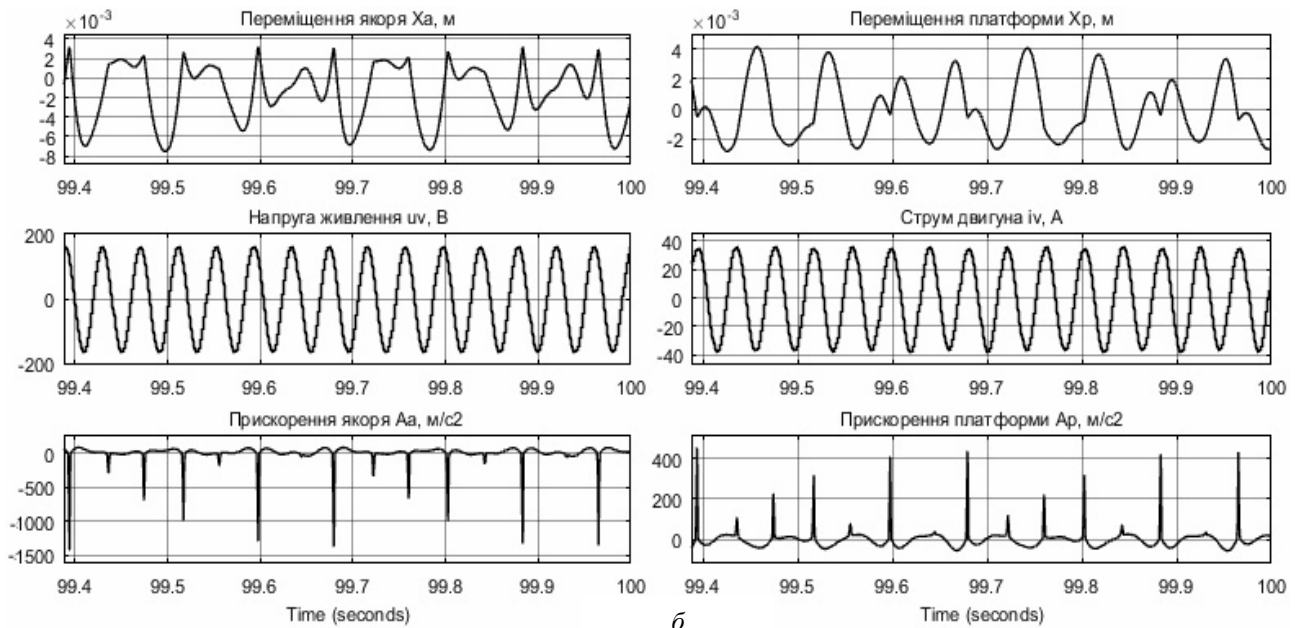
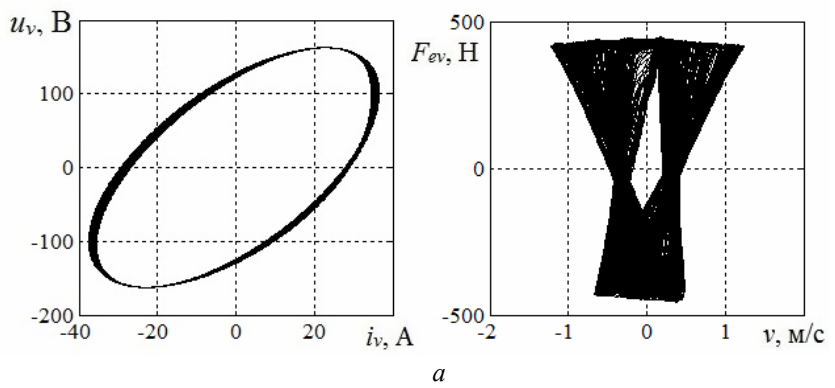


Рис. 7

ності для напруги живлення 25 В. Максимальне значення експоненти в цьому разі становить $\lambda_{\max} = 0,32$.

Наявність хаотичних процесів притаманна системам із багатьма ступенями вільності. Розглянуті вище режими відповідають випадку живлення ЛМД від джерела напруги, коли

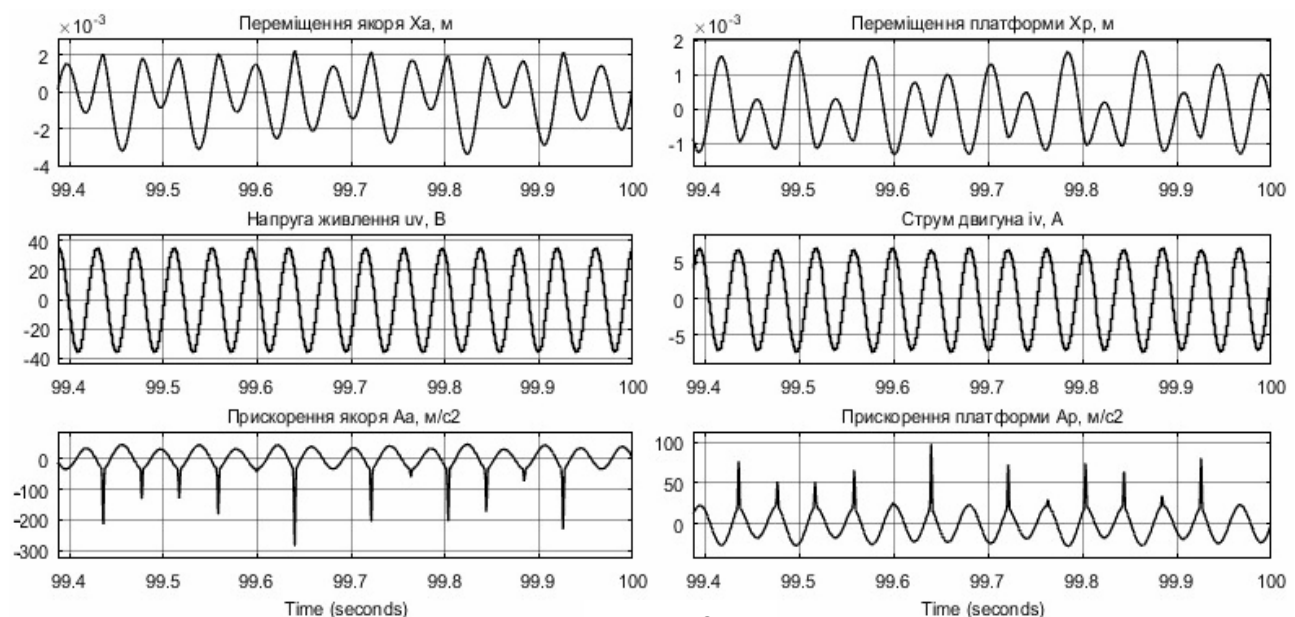


Рис. 8

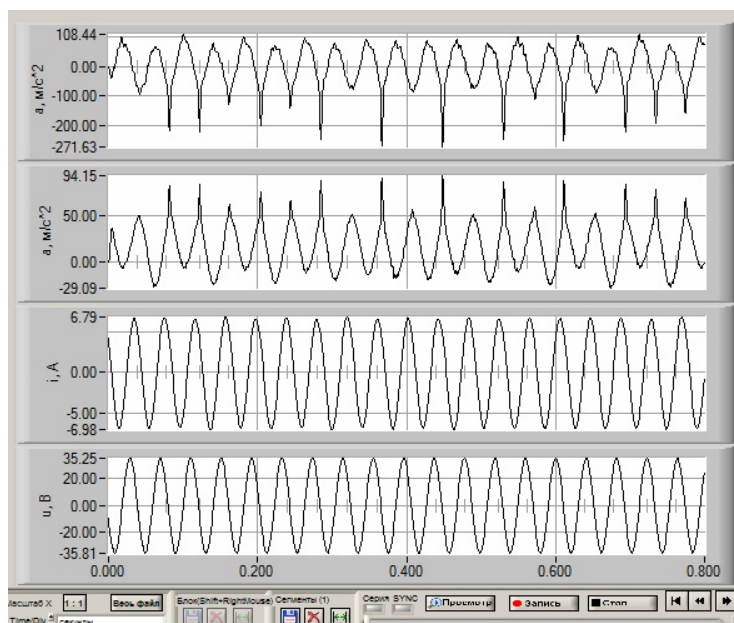


Рис. 9

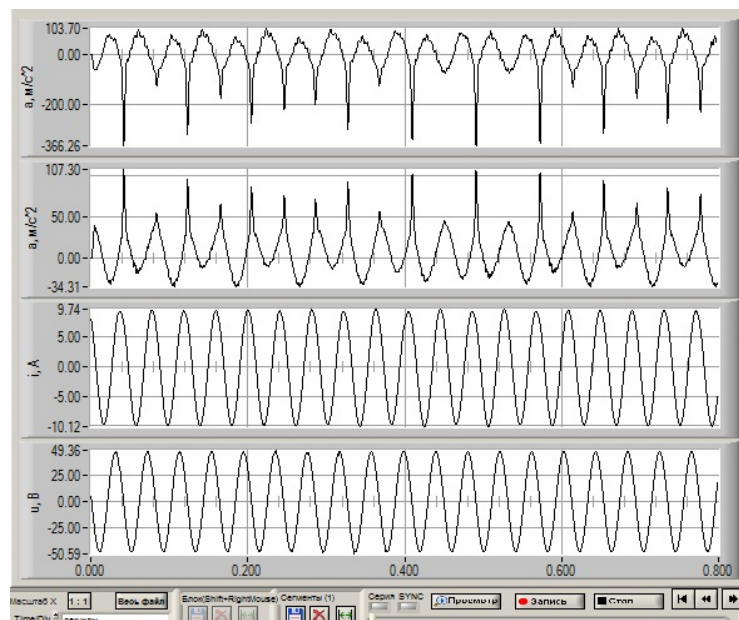


Рис. 10

– квазіперіодичному.

З рисунків видно, що миттєві значення величин, отримані експериментальним шляхом, добре узгоджуються з результатами відповідних розрахунків, поданих на рис. 8 та 6. Деякі розбіжності можна пояснити більш складною динамікою експериментальної установки внаслідок скінченної жорсткості коливальних тіл та нелінійних властивостей системи, знехтуваних у розрахунковій моделі.

Висновки. Проведене дослідження динамічних властивостей двомасової віброударної електромеханічної системи з приводом від лінійного магнітоелектричного двигуна свідчить про наявність трьох можливих режимів її роботи: періодичного, квазіперіодичного та хаотичного.

Зміна динамічної поведінки системи залежно від її параметрів проявляється не тільки в переході з одного режиму коливальності до іншого чи навпаки. Кожен з можливих режимів (періодичний, квазіперіодичний або хаотичний) може суттєво змінювати свій характер під час руху в просторі параметрів і спричиняти ту чи іншу поведінку динамічних змінних.

Режим роботи системи значною мірою залежить від її параметрів, а також від зна-

рівняння динаміки системи (1) мають три ступені свободи.

Очевидно, що динамічні властивості системи також суттєво залежать від типу системи керування. Зокрема, якщо використовується джерело синусоїдного струму, то система демонструє стійку періодичну поведінку в широкому діапазоні зміни інших параметрів.

Експериментальні дані. Експериментальні дослідження двомасової віброударної системи з приводом від ЛМД вібраційної дії проводились за допомогою дослідної установки з параметрами, що відповідають прийнятим під час розрахунку.

На рис. 9 наведено експериментальні дані, отримані для напруги живлення ЛМД $U_v = 25$ В. На часових діаграмах показано відкалібровані відповідно до чутливості датчиків залежності динамічних величин: прискорення якоря (рис. 9 а); прискорення платформи (рис. 9 б); струму двигуна (рис. 9 в) та напруги (рис. 9 г).

Аналогічні залежності для напруги живлення $U_v = 35$ В наведено на рис. 10. Згідно з аналізом, представленим вище, перше значення напруги відповідає хаотичному режиму коливальності, друге

чення напруги живлення ЛМД, що дає змогу реалізувати різні динамічні режими залежно від вимог технологічного процесу.

Застосування двомасової віброударної системи з приводом від ЛМД дає змогу спростити механічну схему та покращити керованість вібраційних машин зі складними динамічними режимами коливань.

Фінансується за держбюджетною темою «Розвинути теорію імпульсних і високочастотних перехідних електромагнітних процесів у енергетичних і технологічних резонансних установках та високовольтних кабельних лініях електропередачі» (шифр «ЕЛКАБ»), що виконується за Постановою Бюро ВФТПЕ 04.07.2017 р., протокол №11. Державний реєстраційний номер роботи 0117U007713.

1. Guanwei L., Zhang Y., Jianhua X., Jiangang Z. Vibro-impact dynamics near a strong resonance point. *Acta Mechanica Sinica. Lixue Xuebao*. 2007. Vol. 23. Pp. 329–341. DOI: <http://dx.doi.org/10.1007/s10409-007-0072-7>.
2. Баженов В.А., Погорелова О.С., Постникова Т.Г., Лукьянченко О.А. Численные исследования динамических процессов в виброударных системах при моделировании удара силой контактного взаимодействия. *Проблемы прочности*. 2008. № 6. С. 82–90.
3. Бондар Р.П. Дослідження характеристик магнітоелектричного лінійного вібраційного двигуна при роботі на пружно-в'язке навантаження. *Електротехніка і електромеханіка*. 2019. № 1. С. 9–16. DOI: <https://doi.org/10.20998/2074-272X.2019.1.02>.
4. Parker T. S., Chua L. O. *Practical Numerical Algorithms for Chaotic Systems*. Berlin etc., Springer-Verlag. 1989. 348 p.
5. Long Y.J. Chaotic dynamics and compaction engineering. *Proceedings of the Third International Conference on Soft Soil Engineering*. 2001. Pp. 143–147.
6. Chau K.T., Wang Z. *Chaos in Electric Drive Systems: Analysis, Control and Application*. John Wiley & Sons (Asia) Pte Ltd, 2011. 318 p. DOI: <http://dx.doi.org/10.1002/9780470826355>.
7. Dong L., Johansen S.T., Engh T.A. Flow induced by an impeller in an unbaffled tank – I. Experimental. *Chemical Engineering Science*. 1994. Vol. 49 (4). Pp. 549–560. DOI: [https://doi.org/10.1016/0009-2509\(94\)80055-3](https://doi.org/10.1016/0009-2509(94)80055-3).
8. Jana S.C., Sau M. Effects of viscosity ratio and composition on development of morphology in chaotic mixing of polymers. *Polymer*. 2004. Vol. 45 (5). Pp. 1665–1678. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.polymer.2003.12.047>.
9. Chau K.T., Ye S., Gao Y., Chen J.H. Application of chaotic-motion motors to industrial mixing processes. *Proceedings of IEEE Industry Applications Society Annual Meeting*. 2004. Vol. 3. Pp. 1874–1880.
10. Wyon D.P. The role of the environment in buildings today: thermal aspects (factors affecting the choice of a suitable room temperature). *Build International*. 1973. Vol. 6. Pp. 39–54.
11. Ito S., Narikiyo T. Abrasive machining under wet condition and constant pressure using chaotic rotation (in Japanese). *Journal of the Japan Society for Precision Engineering*. 1998. Vol. 64. Pp. 748–752.
12. Rosenstein M. T., Collins J. J., De Luca C. J. A practical method for calculating largest Lyapunov exponents from small data sets. *Physica D: Nonlinear Phenomena*. 1993. Vol. 65 (1–2). Pp. 117–134. DOI: [https://doi.org/10.1016/0167-2789\(93\)90009-P](https://doi.org/10.1016/0167-2789(93)90009-P).
13. Wolf A., Swift J. B., Swinney H. L., Vastano J. A. Determining Lyapunov exponents from a time series. *Physica D: Nonlinear Phenomena*. 1985. Vol. 16 (3). Pp. 285–317. DOI: [https://doi.org/10.1016/0167-2789\(85\)90011-9](https://doi.org/10.1016/0167-2789(85)90011-9).

УДК 621.313.323

РЕЖИМЫ РАБОТЫ ЛИНЕЙНОГО МАГНИТОЭЛЕКТРИЧЕСКОГО ДВИГАТЕЛЯ КАК ЭЛЕМЕНТА ВИБРОУДАРНОЙ СИСТЕМЫ

Р.П. Бондар¹, канд. техн. наук, **А.Д. Подольцев**², докт. техн. наук

1 – Киевский национальный университет строительства и архитектуры,
пр. Воздухофлотский, 31, Киев, 03037, Украина

2 – Институт электродинамики НАН Украины,
пр. Победы, 56, Киев, 03057, Украина

Рассмотрена двухмассовая виброударная система с приводом от линейного двигателя вибрационного действия. Предложена модель для исследования динамических процессов в системе, которая основана на схеме замещения с сосредоточенными параметрами. Для моделирования силы удара принимается сила контактного взаимодействия, которая описывается формулой Герца. Выполнено исследование режимов механических колебаний и поведения динамических переменных в зависимости от значения напряжения питания двигателя. На основании нелинейных уравнений динамики системы, а также с помощью метода точечных отображений и диаграммы бифуркации показано наличие периодических, квазипериодических и хаотических режимов работы виброударной системы. Библ. 13, рис. 10.

Ключевые слова: двухмассовая виброударная система, линейный магнитоэлектрический двигатель, квазипериодический режим, хаотический режим.

DYNAMIC BEHAVIOR OF THE LINEAR PERMANENT MAGNET MOTOR AS A ELEMENT OF TWO-MASS VIBRO-IMPACT SYSTEM

R.P. Bondar¹, A.D. Podoltsev²

1 – Kyiv National University of Construction and Architecture,

pr. Povitroflotsky, 31, Kyiv, 03037, Ukraine,

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

pr. Peremohy, 56, Kyiv, 03057, Ukraine

The paper presents two-mass vibro-impact system with the tubular linear permanent magnet vibratory motor. The model of the system is grounded on an equivalent circuit with lumped parameters and takes account the dependence of electric parameters from an operating frequency. The model also considers magnetic losses in the motor core. We applied the Hertz's formula for modeling of an impact force. On the basis of nonlinear equations of system dynamics, and also by means of the Poincare map and bifurcation diagram, we have shown the influence of the supply voltage on the system's operation mode. Based on the derived system dynamical equations, the analysis of periodic, quasi-periodic and chaotic operating modes of the two-mass vibro-impact system is made. References 13, figures 10.

Key words: chaotic operating mode, linear permanent magnet motor, two-mass vibro-impact system.

1. Guanwei L., Zhang Y., Jianhua X., Jiangang Z. Vibro-impact dynamics near a strong resonance point. *Acta Mechanica Sinica. Lixue Xuebao*. 2007. Vol. 23. Pp. 329–341. DOI: <http://dx.doi.org/10.1007/s10409-007-0072-7>.
2. Bazhenov V.A., Pogorelova OS, Postnikova T.G., Lukyanchenko O.A. Numerical studies of dynamic processes in vibro-impact systems in the simulation of impact by force of contact interaction. *Strength problems*. 2008. No 6. Pp. 82–90.
3. Bondar R.P. Investigation of characteristics of a magnetoelectric linear vibration motor when working on an elastic-viscous load. *Electrical engineering and electromechanics*. 2019. No. 1. Pp. 9–16. DOI: <https://doi.org/10.20998/2074-272X.2019.1.02>.
4. Parker T. S., Chua L. O. Practical Numerical Algorithms for Chaotic Systems. Berlin etc., Springer-Verlag. 1989. 348 p.
5. Long Y.J. Chaotic dynamics and compaction engineering. *Proceedings of the Third International Conference on Soft Soil Engineering*. 2001. Pp. 143–147.
6. Chau K.T., Wang Z. Chaos in Electric Drive Systems: Analysis, Control and Application. John Wiley & Sons (Asia) Pte Ltd, 2011. 318 p. DOI: <http://dx.doi.org/10.1002/9780470826355>.
7. Dong L., Johansen S.T., Engh T.A. Flow induced by an impeller in an unbaffled tank – I. Experimental. *Chemical Engineering Science*. 1994. Vol. 49 (4). Pp. 549–560. DOI: [https://doi.org/10.1016/0009-2509\(94\)80055-3](https://doi.org/10.1016/0009-2509(94)80055-3).
8. Jana S.C., Sau M. Effects of viscosity ratio and composition on development of morphology in chaotic mixing of polymers. *Polymer*. 2004. Vol. 45(5). Pp. 1665–1678. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.polymer.2003.12.047>.
9. Chau K.T., Ye S., Gao Y., Chen J.H. Application of chaotic-motion motors to industrial mixing processes. *Proceedings of IEEE Industry Applications Society Annual Meeting*. 2004. Vol. 3. Pp. 1874–1880.
10. Wyon D.P. The role of the environment in buildings today: thermal aspects (factors affecting the choice of a suitable room temperature). *Build International*. 1973. Vol. 6. Pp. 39–54.
11. Ito S., Narikiyo T. Abrasive machining under wet condition and constant pressure using chaotic rotation (in Japanese). *Journal of the Japan Society for Precision Engineering*. 1998. Vol. 64. Pp. 748–752.
12. Rosenstein M. T., Collins J. J., De Luca C. J. A practical method for calculating largest Lyapunov exponents from small data sets. *Physica D: Nonlinear Phenomena*. 1993. Vol. 65 (1–2). Pp. 117–134. DOI: [https://doi.org/10.1016/0167-2789\(93\)90009-P](https://doi.org/10.1016/0167-2789(93)90009-P).
13. Wolf A., Swift J. B., Swinney H. L., Vastano J. A. Determining Lyapunov exponents from a time series. *Physica D: Nonlinear Phenomena*. 1985. Vol. 16 (3). Pp. 285–317. DOI: [https://doi.org/10.1016/0167-2789\(85\)90011-9](https://doi.org/10.1016/0167-2789(85)90011-9).

Надійшла 19.07.2019

Received 19.07.2019

УДК 621.313

DOI: <https://doi.org/10.15407/publishing2019.54.063>

ЕЛЕКТРОМЕХАНІЧНІ ПЕРЕТВОРЮВАЧІ ЕНЕРГІЇ ДЛЯ СИСТЕМ ЕЛЕКТРОГЕНЕРАЦІЇ ТА ЕЛЕКТРОПРИВОДА

Л.І. Мазуренко^{*}, докт. техн. наук, В.В. Гребеніков^{**}, докт. техн. наук, О.В. Джура^{***}, канд. техн. наук, О.В. Бібік^{****}, канд. техн. наук, Р.В. Гамалія, канд. фіз.-мат. наук, М.О. Шихненко^{*****}
Інститут електродинаміки НАН України,
пр. Перемоги, 56, Київ, 03057, Україна
e-mail: mlins@ied.org.ua

Представлено основні наукові і практичні результати, які отримано при виконанні науково-дослідних робіт. Проведено порівняльний аналіз модифікації магнітної системи електрогенератора з постійними магнітами. За результатами математичного моделювання сформовано механічну характеристику вентильно-індукторного двигуна тягового електропривода за максимальним значенням ККД. Обґрунтовано можливості стабілізації частоти обертання дослідного зразка вентильно-індукторного двигуна та розроблено рекомендації щодо вибору моменту інерції привода одноциліндрових компресорів на його основі із забезпеченням регламентованого рівня пульсацій частоти обертання ротора для діапазону регулювання 1:4. Розроблено моделі та алгоритми керування системи розподіленої генерації з вітроелектричними установками на основі асинхронних генераторів у процесі паралельної роботи з мережею, досліджено вплив установок розподіленої генерації на втрати в тупиковій гілці мережі. Запропоновано технічне рішення, проведено розрахунки, розроблено робочу конструкторську документацію, виготовлено дослідний зразок багатофункціонального автономного електроагрегата однофазного струму підвищеної якості електроенергії. Бібл. 16, рис. 10, таблиця.

Ключові слова: електрогенератор з постійними магнітами, вентильно-індукторний двигун, імітаційна модель, асинхронний генератор, автономний електроагрегат, пуско-зарядний пристрій, розподілена генерація, вітроелектричні установки.

Науково-дослідна робота «Розвиток наукових засад та розробка структур і моделей електромеханотронних перетворювачів енергії явнополюсної і зубцево-пазової конфігурації з постійними магнітами» ("МАГНІТ"), 2015–2019 р.

Джерело фінансування – державні бюджетні асигнування на наукові дослідження.

Науково-дослідна робота спрямована на розробку наукових засад створення оптимальних структур магнітних систем електромеханотронних перетворювачів енергії (ЕМПЕ) з постійними магнітами (ПМ) із заданими властивостями та покращеними енергетичними характеристиками, вдосконалення математичних моделей для розрахунку електромагнітних, перехідних та теплових процесів, а також проведення досліджень і розробку оптимальних алгоритмів керування ЕМПЕ з ПМ. Під час виконання роботи досліджено вплив магнітної системи ротора з постійними магнітами на характеристики електрогенератора для дизель-генераторної установки і визначено конфігурацію, за якої досягається максимальне значення електромагнітного моменту і потужності. Розглянуто три конфігурації магнітної системи ротора: в електрогенераторі М1 ротор має шість полюсів з постійними магнітами (ПМ) тангенціальної намагніченості; в електрогенераторі М2 – шість полюсів з ПМ радіальної намагніченості; в електрогенераторі М3 – кожен з полюсів має дванадцять ПМ, розміщених таким чином, що між ПМ є тонкий шар електротехнічної сталі (рис. 1). В електрогенераторі М2 магніти мають непрямокутну форму і для їх виготовлення потрібна прес-форма спеціальної конфігурації. В електрогенераторі М3 магніти мають прямокутну форму і монтуються в пакет електротехнічної сталі. У всіх досліджуваних моделях статор має незмінну конфігурацію, і його розміри аналогічні розмірам статора асинхронного електродвигуна АИР90L8, що має зовнішній діаметр $D_a=149$ мм, внутрішній діаметр статора – $D_i=104$ мм, число пазів – $Z_p=48$ і висоту пазів $h_s=14,5$ мм, довжину активної частини статора та ротора – $l_{Fe} = 100$ мм. Величина повітряного зазора між статором і ротором дорівнює $\delta = 2$ мм.

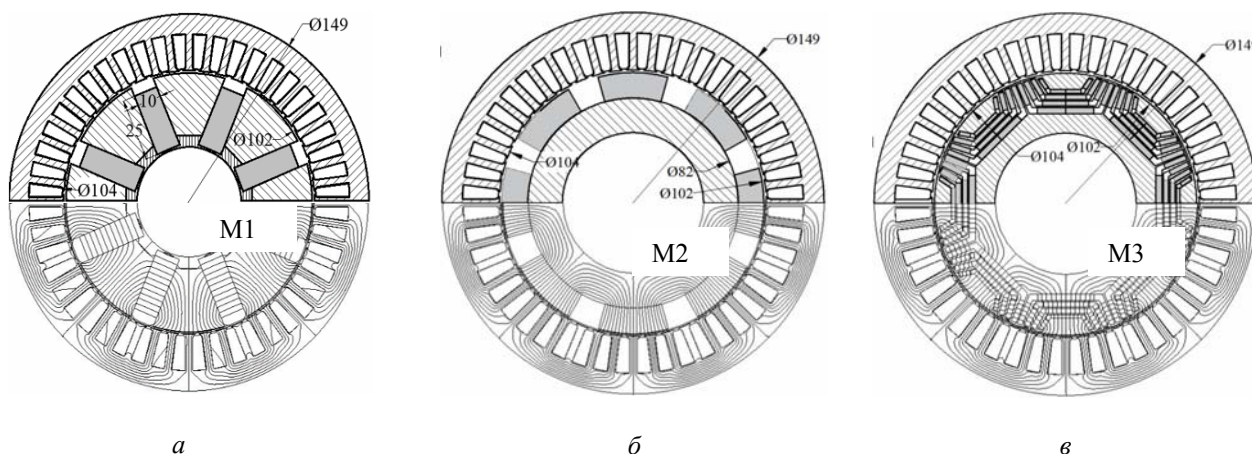


Рис. 1

Загальна маса магнітів для кожного електродвигуна однакова: $m_{PM} = 1,5$ кг.

Отримано наступні нові наукові й практичні результати.

Здійснено розрахунок магнітного поля та електромагнітного моменту для всіх моделей електрогенераторів у програмному пакеті INFOLYTICA MAGNET за таких умов: тип постійних магнітів – N42; магнітопровід ротора для моделей M1 і M2 – конструкційна сталь СТ20 (з урахуванням нелінійності кривої намагнічування сталі); магнітопровід статора і ротора для моделі M3 – сталь СТ2211.

Отримано залежності зубцевого моменту (cogging) від кута повороту ротора для моделей M1 і M2 (рис. 2). На рис. 2 а показано залежності зубцевого моменту зі скосом і без скосу полюсів для моделі M1, а на рис. 2 б – для моделі M2. Слід зазначити, що ротор типу M1 має найбільший зубцевий момент, однак застосування скосу полюсів дозволяє значною мірою знизити пульсації зубцевого моменту. Під час моделювання скіс полюсів приймався рівним $\theta_{skew} = 7,5^\circ$ для всіх розглянутих конфігурацій.

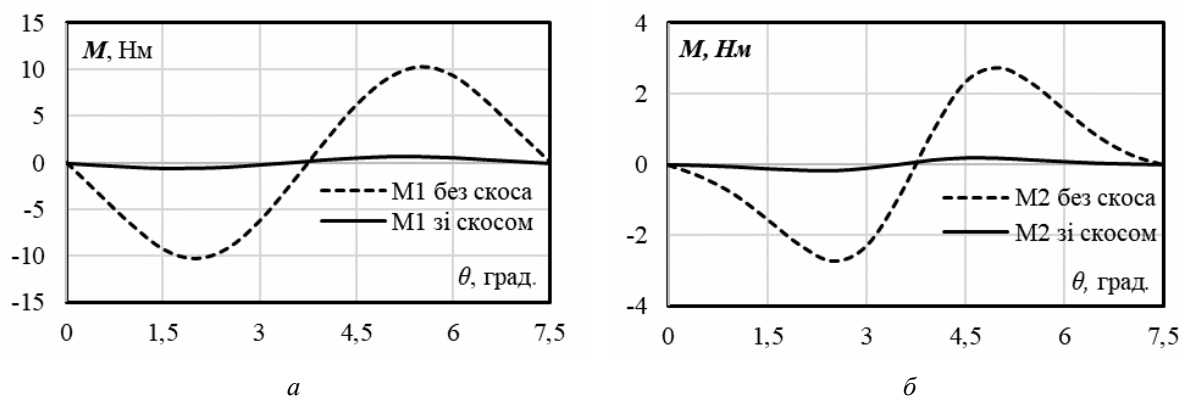


Рис. 2

Отримано залежності фазної напруги генератора з тангенціально намагніченими магнітами ротора (геометрія M2) без скосу полюсів на роторі і зі скосом полюсів (відповідно рис. 3 а, б). Частота обертання вала генератора в усіх дослідженнях прийнята рівною $n = 3000$ об/хв. З цих графіків випливає, що скіс полюсів ротора генератора з ПМ істотно знижує пульсації напруги, викликані взаємодією постійних магнітів ротора з феромагнітними зубцями статора.

Промодельовано роботу генераторів під навантаженням з різними роторами (M1, M2, M3). Для цього обмотки генераторів через трифазний діодний міст були з'єднані з активним опором навантаження. Опір навантаження змінювався в діапазоні $R_n = 15 \dots 1000$ Ом. На рис. 4 а показано залежності напруги навантаження U_n від струму навантаження I_n , а на рис. 4 б –

залежності потужності навантаження P_H від цього струму. Струму $I_H=20$ А відповідає номінальна щільність струму в обмотках генератора $J_H=5$ А/мм². Як випливає з результатів моделювання, найкращими зовнішніми характеристиками володіє генератор з ротором РМА-SynRM(M3), а найгіршими – з ПМ радіальної намагніченості (M2).

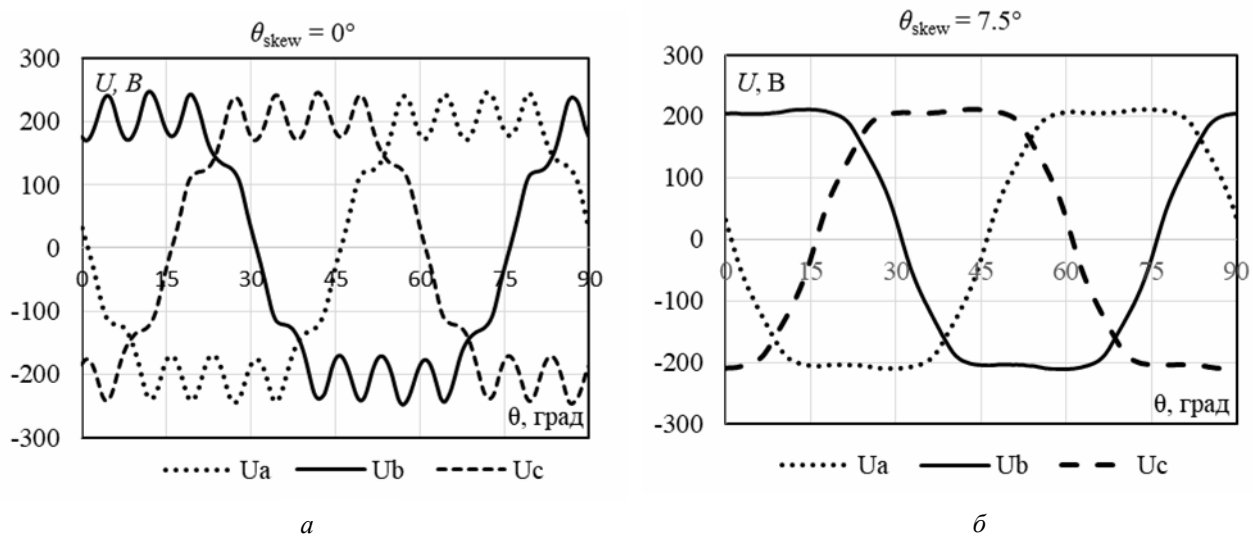


Рис. 3

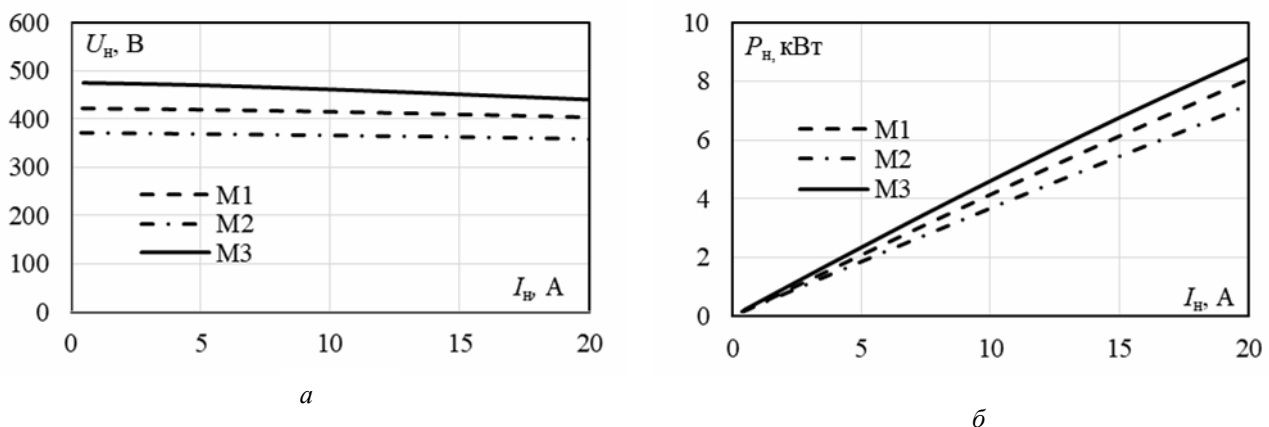


Рис. 4

Розраховано основні параметри досліджуваних моделей електрогенераторів. У наведеній таблиці позначено: $M_{z(max)}$ – максимальне значення зубцевого моменту за відсутності скосу полюсів на роторі; $M_{z(max)s}$ – максимальне значення зубцевого моменту зі скосом полюсів на роторі; M_r – номінальний момент генератора; P_H – номінальна потужність генератора; U_H – номінальна напруга генератора. Номінальний момент, потужність і напругу наведено за частоти обертання $n = 3000$ об/хв і щільності струму в обмотках $J = 5$ А/мм².

Таким чином, за результатами дослідження моментних і зовнішніх характеристик трьох типів електрогенераторів з різною конфігурацією магнітної системи ротора визначена конфігурація з найкращими характеристиками. З огляду на технологічну складність виготовлення ротора РМА-SynRM (M3) і задовільні характеристики генератора (M1) геометрію ротора з тангенційно намагніченими ПМ (M1) слід прийняти оптимальною в процесі виробництва електрогенераторів.

За період виконання теми отримано п'ять патентів та опубліковано 22 наукові статті, в тому числі [1–4].

	$M_{z(max)}$, Нм	$M_{z(max)s}$, Нм	M_r , Нм	P_H , кВт	U_H , В
Модель M1	10,29	0,66	28,87	8,33	398
Модель M2	2,75	0,19	25,72	7,20	358
Модель M3	3,21	0,23	31,98	8,72	415

Науково-дослідна робота "Провести дослідження та розробити технічні рішення для підвищення надійності електромеханічного обладнання електричних станцій" ("АГРЕГАТ"), відомчо-прикладна, січень 2016 р. – грудень 2018 р.

Джерело фінансування – державні бюджетні асигнування на наукові дослідження.

Науково-дослідна робота спрямована на підвищення надійності електромеханічного комплексу генерації електроенергії, що забезпечується підвищенням надійності складових комплексу – турбогенераторів, електричних двигунів власних потреб, в тому числі вентильно-індукторного типу. Дослідження включають розроблення імітаційної моделі вентильно-індукторних двигунів (ВІД) для дослідження робочих режимів, проектування і формування їхніх характеристик з урахуванням конструкційних особливостей і умов експлуатації, розроблення рекомендацій по підвищенню ефективності та надійності електромеханічних комплексів на основі таких двигунів.

Отримано такі **основні наукові й практичні результати**.

Розроблено імітаційну модель вентильно-індукторних двигунів з урахуванням особливостей складових та їх взаємного впливу. Математичне моделювання вентильно-індукторного приводу виконано в середовищі MATLAB – Simulink з використанням стандартних блоків бібліотеки SymPowerSystems. Розроблено комплексну імітаційну модель ВІД з урахуванням типу комутатора, механічних і магнітних втрат, характеру навантаження, що дозволяє досліджувати робочі режими ВІД у складі електромеханічного обладнання та формувати характеристики за зміни напруги живлення, кутів комутації та навантаження.

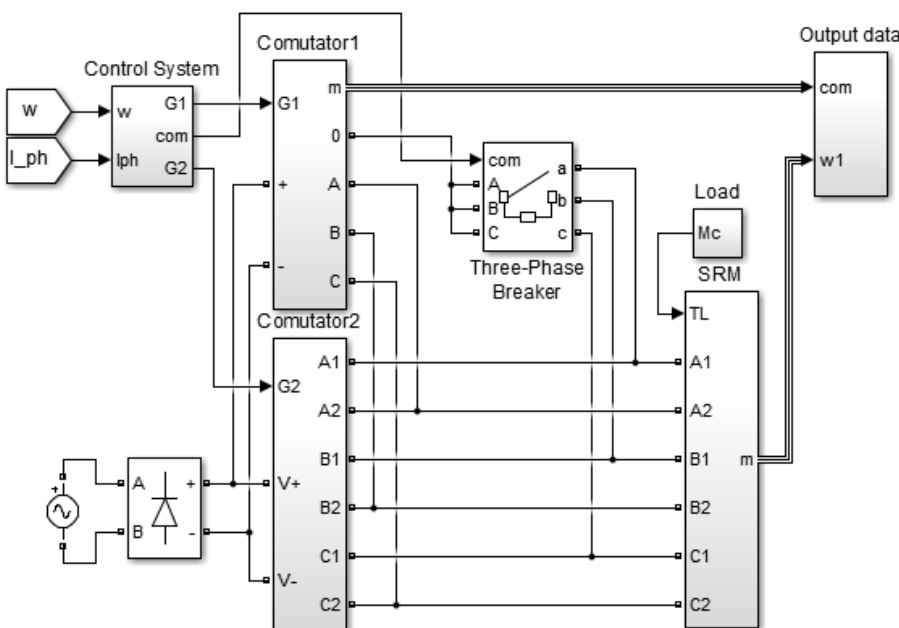


Рис. 5

Імітаційна модель (рис. 5) ілюструє схему ВІД за обраним типом комутатора: із С-скиданням і коливальним поверненням енергії [5] – Comutator1 або за схемою асиметричного моста – Comutator2.

Модель представлена блоками індукторної машини (SRM), двох типів комутаторів, трифазного вимикача (Three-Phase Breaker), системи керування (Control System) та навантаження (Load). Система керування визначає, за допомогою якого з комутаторів

здійснюється підключення ВІД до регульованої мережі змінного струму напругою 0...380 В, 50 Гц. Якщо керуючий вплив подається через вихід G1, а сигнал com=1, то реалізується схема з комутатором із С-скиданням і коливальним поверненням енергії (Comutator1); якщо через вихід G2, а com=0 – з комутатором за схемою асиметричного моста (Comutator2). Вихідні параметри формуються у блоці (Output data).

У функції вхідних параметрів математичної моделі ВІД використано кути вмикання θ_{em} і вимикання $\theta_{вим}$, напругу ланки постійного струму U_d та залежності індуктивності фази від кута повороту ротора θ_ϕ (відносно даної фази) і фазного струму $L_\phi = f(\theta_\phi, i_\phi)$, які розраховано методом скінченних елементів. Моменти навантажень представлено у вигляді нелінійних часових залежностей для конкретних типів електромеханічного обладнання.

На основі аналізу характеристик режимів ВІД за зміни напруги живлення та кутів комутації з урахуванням навантаження визначено найбільш ефективні режими за максималь-

ним значенням ККД та сформовано алгоритми регулювання і стабілізації частоти обертання їх роторів згідно з технологічними вимогами до електромеханічних комплексів, що досліджуються. Проведені дослідження [5–7] завдяки розробленій математичній моделі дали змогу обґрунтувати доцільність використання вентиляно-індукторних двигунів у складі регульованих електроприводів верстатів-гойдалок, насосів і поршневих компресорів.

Розроблено вентиляно-індукторний двигун з конфігурацією 6/4 для приводу свердловинного штангового насосного агрегату з такими характеристиками: частота обертання 1500 об/хв, потужність 55 кВт, довжина статора і ротора $l_\delta = 290$ мм, зовнішній діаметр статора $D_a = 300$ мм, ККД 94,4 %. Значення ККД розробленого вентиляно-індукторного двигуна на 1,4...7,5 % більше, а загальна маса у 2 рази менша, ніж у двошвидкісного асинхронного двигуна 4A250S4/2Y3.

На етапі попереднього проектування ВІД (визначення геометричних розмірів статора і ротора та розрахунку його параметрів) використано методику ескізного проектування, що базується на спрощеному розрахунку перехідного процесу ВІД на циклі комутації фази. Як вхідні параметри моделі ВІД використано залежності індуктивності фази від кута повороту ротора і фазного струму $L_\phi = f(\theta, i_\phi)$, розраховані методом скінчених елементів [8].

За допомогою комплексної математичної моделі ВІД з комутатором за схемою асиметричного моста (рис. 5) проведено дослідження впливу кутів вмикання і вимикання, числа витків обмотки фази статора і довжини магнітопроводу на ККД у робочих режимах. Визначено оптимальні значення кутів вмикання і вимикання ($\theta_{\text{вм}} = 36$ град і $\theta_{\text{вим}} = 66$ град), що забезпечують ККД у діапазоні 94,4...94,55 % за зміни корисної потужності від 54 до 27 кВт для частот обертання 1500...3000 об/хв., що дозволяє здійснювати регулювання частоти обертання зі збереженням високої енергоефективності приводу верстата-гойдалки за зміни навантаження. Індукції та густина фазного струму ВІД знаходяться в рекомендованих діапазонах відповідно 1,6...1,7 Тл і 3...8 А/мм², потужність вентиляно-індукторного двигуна задовольняє діапазон рекомендованих потужностей двигунів верстат-гойдалок (від 1,5 до 55 кВт). Досліджено квазісталі режими, визначено пульсації частоти обертання ротора (до 3 %) для 3000 і 1500 об/хв та 46 % – для частоти обертання 750 об/хв.

Сформовано механічну характеристику вентиляно-індукторного двигуна тягового електроприводу за максимальним значенням ККД. Для обґрунтування ефективності використання тягового вентиляно-індукторного електроприводу спроектовано ВІД з конфігурацією 8/6, потужністю $P_2 = 3$ кВт на номінальну частоту обертання 740 об/хв і напругу живлення 530 В за наступних умов формування механічної характеристики: у діапазоні від 0 до 740 об/хв – забезпечення необхідного пускового моменту, від 740 до 3000 об/хв – робота при сталій потужності, за частоти, більшої 3000 об/хв (до 3600 об/хв), – потужність змінюється обернено пропорційно частоті обертання. Запропоновано спосіб формування механічної характеристики тягового електроприводу на основі вентиляно-індукторного двигуна за максимальним значенням ККД. Розроблено алгоритм керування ВІД для формування механічної характеристики кожного з діапазонів. Перший відповідає режиму пуску двигуна і виходу його на номінальну частоту обертання, в цьому діапазоні кути комутації – постійні ($\theta_{\text{вм}} = 30$ град, $\theta_{\text{вим}} = 55$ град). Значення пускового моменту ВІД залежать від початкового положення в період пуску нерухомого ротора і змінюються у діапазоні, який відповідає узгодженому ($\theta = 0$ град) і неузгодженому ($\theta = 22,5$ град) положенням ротора. На другому (робочому) інтервалі реалізовано спосіб регулювання частоти обертання ВІД (при постійній напрузі живлення), який забезпечує постійну вихідну потужність за зміни кутів вмикання $\theta_{\text{вм}}$ (17...30 град) при практично незмінних кутах вимикання $\theta_{\text{вим}}$ (45...48 град) за максимальними значеннями ККД, отриманими на окремих ділянках характеристики за постійної напруги 530 В. На третій частині механічної характеристики в діапазоні частот обертання $n = 3000...3600$ об/хв реалізовано зниження потужності ВІД за необхідним законом.

Для формування необхідної тягової характеристики ВІД на попередньому етапі проведено дослідження залежностей ККД двигуна від частоти його обертання за зміни кутів вмикання і постійних кутів вимикання. У результаті визначено кути комутації, що забезпе-

чують на окремих відрізках цієї характеристики максимальні значення ККД (рис. 6 а). Це дозволило сформувати необхідну тягову характеристику (рис. 6 б).

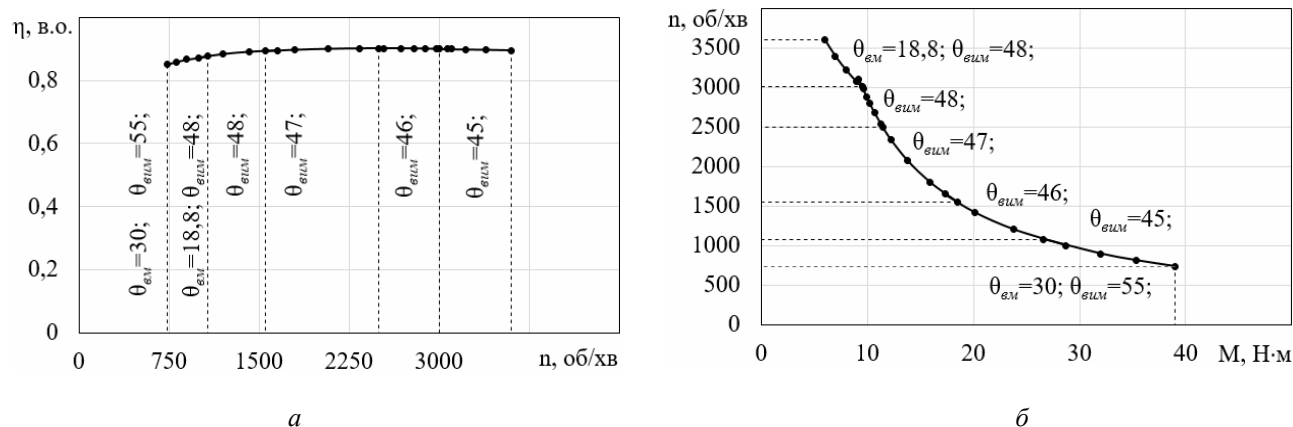


Рис. 6

Розроблено рекомендації щодо визначення моментів інерції приводу одноциліндрових компресорів одинарної дії з забезпеченням регламентованого рівня пульсацій частоти обертання ротора ВІД для діапазону регулювання 1:4. Важливим, з точки зору підвищення надійності вентильно-індукторного приводу одноциліндрових герметичних поршневих компресорів (ГПК), є забезпечення регламентованих пульсацій частоти обертання ротора (на рівні 20 %) при її регулюванні за зміни напруги в діапазоні 1:4.

Для дослідження залежностей пульсацій частоти обертання ротора ВІД з комутатором із С-скиданням і коливальним поверненням енергії одноциліндрового ГПК одинарної дії від моменту інерції приводу для різних діапазонів регулювання використано математичну модель [5], адекватність якої підтверджено порівнянням результатів чисельних та експериментальних досліджень. Визначено моменти інерції приводу, що забезпечують допустимий рівень пульсацій частоти обертання ротора ВІД при її регулюванні в діапазонах: 1:3 – $5 \cdot 10^{-4}$ кг·м²; 1:4 – $1 \cdot 10^{-3}$ кг·м².

Обґрунтовано можливості стабілізації частоти обертання дослідного зразка ВІД з комутатором із С-скиданням і коливальним поверненням енергії зміною кутів вмикання за постійної зони комутації і незмінної напруги або за одночасної зміни напруги та кутів комутації [5, 9].

За даною темою опубліковано п'ять наукових праць, у тому числі отримано патент на корисну модель [5–9].

Науково-дослідна робота **"Розроблення моделей та алгоритмів керування системи розподіленої генерації з вітроелектричними установками на основі асинхронних генераторів при паралельній роботі з мережею"** ("ОБ'ЄДНАННЯ – 3") виконувалась у межах комплексного проекту "Розроблення системи розподіленої генерації з вітроелектричними установками на основі асинхронних генераторів" цільової програми наукових досліджень НАН України «Науково-технічні основи енергетичного співробітництва між Україною та Європейським Союзом» за період часу з 01 квітня 2016 р. до 31 грудня 2018 р.

Джерело фінансування – державні бюджетні асигнування на наукові дослідження.

НДР спрямована на підвищення ефективності та надійності процесів електромеханічного перетворення енергії. Мета роботи – розробка моделей, схемотехнічних рішень, алгоритмів керування, визначення умов енергоефективного функціонування електроенергетичної системи розподіленої генерації з вітроелектричними установками на основі асинхронних вентильних генераторів.

У ході виконання роботи отримано такі нові наукові і практичні результати.

Запропоновано два варіанти виконання нового схемного рішення системи розподіленої генерації з асинхронними генераторами:

– безтрансформаторний, за якого джерела розподіленої генерації підключаються безпосередньо на стороні низької напруги 400 В (низьковольтна система, рис. 7);

– з узгоджуючими трансформаторами, за якого джерела розподіленої генерації під'єднані до вітки середньої напруги 6 (10) кВ (система середньої напруги, рис. 8).

Вперше з застосуванням блочного принципу отримано динамічну математичну модель системи розподіленої генерації з асинхронними генераторами та трансформаторно-ключовими структурами в колах їх статорних обмоток:

– модель системи розподіленої генерації об'єднано рівняннями зв'язку в єдину систему з моделями тупикової вітки мережі і споживачів;

– в отриманій системі рівнянь враховано насичення за основною гармонікою поля генераторів і силових трансформаторів;

– розроблена модель дає змогу в подальшому досліджувати електромагнітні і електромеханічні процеси в силових елементах системи і вплив джерел розподіленої генерації на параметри електричної енергії під час відпрацювання алгоритмів керування складовими елементами системи.

З використанням процедури зворотного синтезу регуляторів розроблено алгоритми векторного керування напівпровідниковими системами збудження трифазних асинхронних генераторів і мережових інверторів у складі вітроустановок, що підключені до тупикової вітки мережі (рис. 7, 8). Розраховано параметри регуляторів систем збудження генераторів та регуляторів мережових інверторів. Отримано рівняння і розраховано параметри регулятора еквівалентного навантаження в колі постійного струму генератора, що може використовуватись як баластне або для обмеження перенапруг в аварійних режимах. Запропоновано алгоритм контролю кута повороту лопатей вітрогенератора, що обертає асинхронний генератор з перетворювачем частоти в колах статора. З використанням розроблених імітаційних моделей асинхронного генератора з еквівалентним навантаженням у колі постійного струму і підключеного до мережі мережового інвертора з LC -фільтром проведено тестування запропонованих алгоритмів. Результати тестування засвідчили високу швидкість запропонованих регуляторів (тривалість перехідних процесів від 0,02 до 0,03 с).

Розроблено імітаційну модель системи розподіленої генерації низької напруги з вітроустановками, які виконані на основі асинхронних вентиляторних генераторів потужністю 60 кВт з векторним керуванням та спільного мережового інвертора, що під'єднаний до тупикової вітки мережі зі споживачами до 350 кВт.

Шляхом застосування імітаційної моделі досліджено електромеханічні процеси в системі і якість напруги на виході фільтра мережового інвертора за струмового керування його

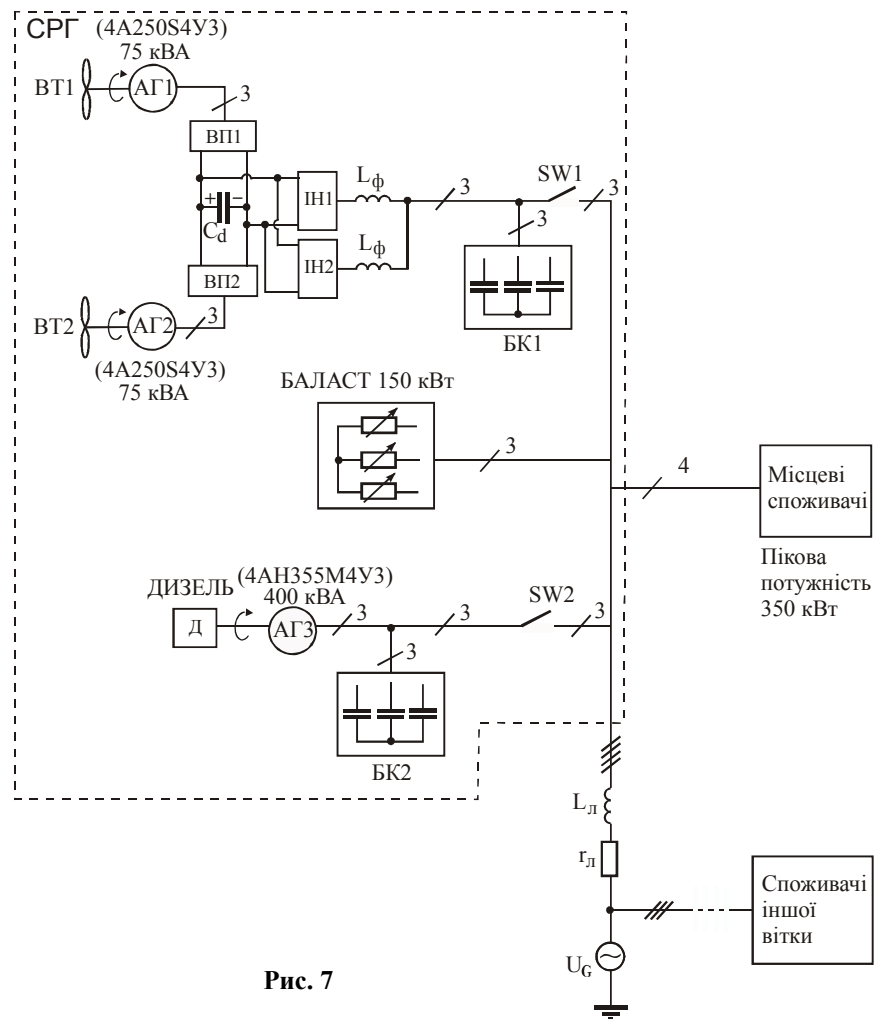


Рис. 7

шення коефіцієнту викривлення кривої напруги, зменшення часу відновлення напруги після скидання/накидання номінального навантаження) на основі бензинового двигуна, безконтактного електричного генератора однофазної синусоїдальної напруги потужністю від 2,0 кВт з конденсаторно-ключовою системою збудження і пристроєм заряду акумуляторів легкового та вантажного автотранспорту.

Висновки. У ході виконання роботи отримано наступні нові наукові й практичні результати.

Розвинуто теорію електричних машин у напрямку уточнення характеру протікання електромагнітних і електромеханічних процесів у автономних асинхронних генераторах зі з'єднанням обмоток статора по схемі Сміта і "неповний трикутник", розроблено їхні математичні моделі та технічні рішення систем збудження, спрямовані на підвищення енергоефективності та якості електроенергії генераторів.

На основі методики розрахунку статичних характеристик асинхронних генераторів з нерегульованою системою збудження і однофазним навантаженням проведено розрахунки статичних характеристик асинхронного генератора зі з'єднаними за схемами Сміта і "неповний трикутник" фазами статорної обмотки і додатковим хомутованим конденсатором збудження за різних порогів гістерезисного елемента та величин конденсаторів збудження.

Розроблено схеми електричні принципові системи керування генератора, силової частини системи збудження та математичне забезпечення керуючої програми системи керування та здійснено вибір її параметрів. Основною функцією програми є формування логічних сигналів для драйвера транзистора конденсаторно-ключового регулятора реактивної потужності. Основною задачею програми є підтримання заданої напруги АГ, що вирішується за допомогою гістерезисного регулятора. Закладені в програмі функції запобігають виникненню перехідних процесів, викликаних комутаціями транзистора напівпровідникового ключа для підключення секцій конденсаторів.

За структурною схемою імпульсного пуско-зарядного пристрою з високочастотним трансформатором розроблено схему електричну принципову цього пристрою та виконано розрахунок основних елементів (випрямляч, високочастотний трансформатор, високочастотний інвертор, вихідний каскад). Представлено габаритно-установче креслення, керівництво з експлуатації та схему підключення. Виготовлено дослідний зразок пуско-зарядного пристрою. Його випробування підтвердили правильність вибраних рішень та виконання технічних вимог (Співвиконавець – ТОВ «НДІ «Перетворювач», м. Запоріжжя).

Розроблено імітаційну модель автономного однофазного асинхронного генератора зі з'єднанням обмоток по уточненій схемі "неповний трикутник" з урахуванням зміни величин напруги і частоти генератора, частоти обертання приводного двигуна. Отримано залежності параметрів робочого режиму, які забезпечили аргументований вибір (з урахуванням енергоефективності системи і діапазону коливань напруги і частоти) величини ємностей конденсаторів системи збудження та остаточний вибір приводного бензинового двигуна.

Розроблено конструкторську документацію для виготовлення рами електроагрегата, на якій монтуються двигун внутрішнього згоряння, асинхронний генератор, паливний бак, блок збудження генератора, панель керування, а також втулочно-пальцевої муфти для з'єднання кінців валів приводного двигуна і генератора. Конструкторська документація дозволила виготовити вузли електроагрегату та виконати його монтаж.

Створений дослідний зразок електроагрегата має такі технічні характеристики: привод генератора – бензиновий двигун потужністю 7 к.с.; тип генератора – асинхронний



Рис. 10

генератор з короткозамкненим ротором; номінальна/максимальна потужність генератора за активного навантаження – 2/2,3 кВт; номінальна напруга – 230 В; відхилення напруги у стабільному тепловому стані $\leq 10\%$; перехідне відхилення напруги при скиданні/накиданні номінального навантаження $\leq 30\%$; коефіцієнт викривлення кривої напруги $\leq 15\%$; час відновлення після скидання/накидання номінального навантаження ≤ 2 с; сталі відхилення частоти $\leq 2,5\%$; вихідна потужність/номінальна напруга пуско-зарядного пристрою в режимі заряду акумулятора – 400 Вт/12 В; струм заряду – 0...29 А; ємність акумулятора – до 190 А·год.

За період виконання НТР було опубліковано одну наукову статтю [15] і зроблено одну доповідь на науковій конференції [16].

Фінансується за держбюджетними темами: «Розвиток наукових засад та розробка структур і моделей електромеханотронних перетворювачів енергії явнопольної і зубцево-пазової конфігурації з постійними магнітами» (шифр "МАГНІТ"), що виконувалася за Постановою Бюро ВФТПЕ від 18.01.2014 р., протокол № 16. Державний реєстраційний номер роботи 0115U002609; "Провести дослідження та розробити технічні рішення для підвищення надійності електромеханічного обладнання електричних станцій" (шифр "АГРЕГАТ"), що виконувалася за Постановою Бюро ВФТПЕ від 07.07.2015 р., протокол № 11. Державний реєстраційний номер роботи 0115U004399; "Розроблення моделей та алгоритмів керування системою розподіленої генерації з вітроелектричними установками на основі асинхронних генераторів при паралельній роботі з мережею" (шифр "ОБ'ЄДНАННЯ – 3"), що виконувалася за розпорядженням Президії НАН України від 01.02.2018 р., протокол № 69. Державний реєстраційний номер роботи 0116U006586; "Розроблення багатфункціонального автономного електроагрегата" («БЕНЗОГЕН»), що виконувалася за розпорядженням Кабінету міністрів України від 26.07.2018 р., протокол №543-р. Державний реєстраційний номер роботи 0117U007337.

1. Гребеніков В.В., Приймак М.В. Вплив конфігурації магнітної системи на характеристики електричної машини з постійними магнітами. V Міжн. науково-техн. конф. *Проблеми сучасної енергетики і автоматики в системі природокористування*. Київ, 14-18 листопада 2016 р. С. 109–111.
2. Гребеніков В.В. Сравнительный анализ электродвигателей с различной конфигурацией магнитных систем. *Вісник Національного технічного університету «ХПІ»*. Вип. 1 (1223). Серія: Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії. 2017. С. 119–124.
3. Гребеніков В.В., Приймак М.В. Электродвигатель на постоянных магнитах с цилиндрическим магнитным редуктором для ветроустановки. *Гідроенергетика України*. 2017. № 3–4. С. 70–74.
4. Dobzhanskyi O., Eklass Hossain, Ebrahim Amiri, Gouws R., Grebenikov V., Mazurenko L., Pryjmak M., Gamaliia R. Axial-Flux PM Disk Generator With Magnetic Gear for Oceanic Wave Energy Harvesting. *IEEE Access*. 2019. Vol. 7. Pp. 44813–44822. DOI: <https://doi.org/10.1109/ACCESS.2019.2908348>.
5. Мазуренко Л.І., Бібік О.В., Білик О.А., Шихненко М.О. Моделювання режимів та регулювання частоти обертання вентильно-індукторного двигуна з перетворювачем із С-скиданням і коливальним поверненням енергії при зміні кутів комутації. *Вісник Національного технічного університету «ХПІ»*. Серія: Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії. Харків, Україна. 2016. № 11 (1183). С. 64–69.
6. Бібік О.В. Вентильно-індукторний привод насосної установки багатоповерхового будинку. *Праці Інституту електродинаміки НАН України*. 2016. № 45. С. 3–45.
7. Мазуренко Л.І., Бібік О.В., Шихненко М.О. Оцінка можливості використання вентильно-реактивного двигуна у складі верстат-гойдалки. *Вісник Національного технічного університету «ХПІ»*. Серія: Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії. Харків, Україна. 2017. № 1 (1223). С. 97–100.
8. Бібік О.В., Гребеніков В.В. Аналіз впливу магнітних систем на характеристики вентильно-реактивних та синхронно-реактивних двигунів. *Гідроенергетика України*. 2016. № 3. С. 47–50.
9. Мазуренко Л.І., Бібік О.В., Білик О.А., Шихненко М.О., Клименко В.Г. Спосіб стабілізації частоти обертання вентильно-індукторного двигуна. Пат. на корисну модель № 107247 Україна, МПК H02P 6/08, H02P 8/12, H02K 19/06.
10. Мазуренко Л.І., Джура О.В. Математична модель автономного електрогенеруючого комплексу з асинхронними генераторами та єдиним напівпровідниковим перетворювачем збудження. *Праці Інституту електродинаміки НАН України*. 2016. № 44. С. 69–78.
11. Мазуренко Л.І., Василів К.М. Закономірності електромагнітних процесів безконтактної системи збудження автономного асинхронного генератора на базі каскадного трифазно-трифазного модулятора напруги. *Технічна електродинаміка*. 2018. № 6. С. 46–49. DOI: <https://doi.org/10.15407/techned2018.06.046>
12. Мазуренко Л.І., Джура О.В. Математична модель та алгоритм керування автономної нерегульованої вітроустановки з асинхронним вентильним генератором. *Електромеханічні і енергозберігаючі системи*. 2018. Вип. 3(43). С. 24–30.
13. Джура О.В., Муравинець Н.В. Асинхронний генератор з вентильним збудженням з приводом від турбодетандера. Наук.-техн. конф. *Проблеми сучасної енергетики і автоматики в системі природокористування*. Київ, Україна. 10–14 травня 2016 р.

14. Мазуренко Л.І., Джура О.В. Математичне моделювання трифазних трансформаторів на основі еквівалентної схеми заміщення однофазного трансформатора. XVIII міжн. науково-практ. конф. *Відновлювана енергетика та енергоефективність у XXI столітті*. Київ, Україна, 27–29 вересня 2017 р. С. 156–160.
15. Popovych O.M., Golovan I.V. Study of changed main flux reactance of squirrel-cage induction motors using field analysis of their starting characteristics. *Технічна електродинаміка*. 2018. № 5. С. 69–72. DOI: <https://doi.org/10.15407/techned2018.05.069>
16. Mazurenko L.I., Dzhura O.V., Shevchuk S.P. Transients in a transistor-switched capacitor regulator of a stand-alone induction generator supplying a single-phase load. International Conference on *Modern Electrical and Energy Systems (MEES)*. Kremenchuk, Ukraine. 2017. Pp. 244–247.

УДК 621.313

ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКИЕ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛИ ЭНЕРГИИ ДЛЯ СИСТЕМ ЭЛЕКТРОГЕНЕРАЦИИ И ЭЛЕКТРОПРИВОДА

Л.И. Мазуренко, докт. техн. наук, **В.В. Гребеников**, докт. техн. наук, **А.В. Джура**, канд. техн. наук, **Е.В. Бирик**, канд. техн. наук, **Р.В. Гамалія**, канд. физ.-мат. наук, **М.О. Шихненко**

Институт электродинамики НАН Украины,

пр. Победы, 56, Киев, 03057, Украина

Представлены основные научные и практические результаты, которые получены при выполнении научно-исследовательских работ. Проведен сравнительный анализ модификации магнитной системы электрогенератора с постоянными магнитами. По результатам математического моделирования сформирована механическая характеристика вентильно-индукторного двигателя тягового электропривода по максимальному значению КПД. Обоснованы возможности стабилизации частоты вращения опытного образца ВИД и разработаны рекомендации для выбора момента инерции привода одноцилиндровых компрессоров на его основе для обеспечения регламентированного уровня пульсаций частоты вращения ротора для диапазона регулирования 1:4. Разработаны модели и алгоритмы управления системой распределенной генерации с ветроэлектрическими установками на основе асинхронных генераторов при параллельной работе с сетью, исследовано влияние установок распределенной генерации на потери в тупиковой ветке сети. Предложено техническое решение, проведены расчеты, разработана рабочая конструкторская документация, изготовлен экспериментальный образец многофункционального автономного электроагрегата однофазного тока повышенного качества электроэнергии. Библ. 16, рис. 10, таблица.

Ключевые слова: электрогенератор с постоянными магнитами, вентильно-индукторный двигатель, имитационная модель, асинхронный генератор, электрогенерирующий агрегат, пуско-зарядное устройство, система распределенной генерации, ветроэлектрическая установка.

ELECTROMECHANICAL ENERGY CONVERTERS FOR ELECTROGENERATION AND ELECTRIC DRIVE SYSTEMS

L.I. Mazurenko, V.V. Grebenikov, O.V. Dzhura, O.B. Bibik, R.V. Gamaliia, M.O. Shykhnenko

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

pr. Peremohy, 56, Kyiv, 03057, Ukraine

The main scientific and practical results that are obtained when performing research and development robots are presented. A comparative analysis of the modification of the magnetic system of an electric generator with permanent magnets is carried out. According to the results of mathematical modeling a mechanical characteristic of the switched reluctance motor of the traction drive has been formed with the maximum value of the efficiency. The possibility of stabilization of the rotational speed of the experimental model SRM is substantiated. Recommendations for choosing the moment of inertia of the electric drive of single cylinder compressors on its basis with the provision of a regulated level of pulsations of the rotational speed of the rotor for the regulation range of 1: 4 have been developed. The models and algorithms for controlling the distributed generation system with wind power plants on the basis of asynchronous generators during parallel operation with the network were developed, the influence of distributed generation units on losses in the deadlock of the network was investigated. A technical solution was proposed, calculations were made, working design documentation was created, a prototype of a multifunctional autonomous electro-aggregate of single-phase current of high quality of electric power was manufactured. References 16, figures 10, table.

Key words: permanent magnet generator, switched reluctance motor, simulation model, induction motor, electro-aggregate, startup charger, distributed generation, wind power plants.

1. Grebenikov V.V., Priyamak M.V. Influence of the configuration of the magnetic system on the characteristics of an electric machine with permanent magnet. Materials of the V International Scientific and Technical Conference. *Problems of modern power engineering and automation in the system of nature use*. Kyiv, November 14–18. 2016. Pp. 109–111. (Ukr)

2. Grebenikov V.V. Comparative analysis of electric motors with different configurations of magnetic system. *Visnyk Natsionalnoho tekhnichnoho universytetu «KHPI»*. Vyp. 1 (1223). Seriya: Elektrychni mashyny ta elektromekhanichne peretvorennnya enerhiyi. 2017. Pp. 119–124. (Rus)
3. Grebenikov V.V., Pryimak M.V. Electric generator with permanent magnets with a cylindrical magnetic gearbox for a wind turbine. *Hidroenerhetyka Ukrainy*. 2017. No 3–4. Pp. 70–74. (Rus)
4. Dobzhanskyi O., Hossain Eklas, Amiri Ebrahim, Gouws R., Grebenikov V., Mazurenko L., Pryimak M., Gamaliia R. Axial-Flux PM Disk Generator With Magnetic Gear for Oceanic Wave Energy Harvesting. *IEEE Access*. 2019. Vol. 7. Pp. 44813–44822. DOI: <https://doi.org/10.1109/ACCESS.2019.2908348>.
5. Mazurenko L.I., Bibik O.A., Shykhnenko M.O. Simulation mode and speed control of switched reluctance motor using a converter with the C-dump and the oscillation return of energy at changing switching angles. *Visnyk Natsionalnoho tekhnichnoho universytetu «KHPI»*. Seriya: Elektrychni mashyny ta elektromekhanichne peretvorennnya enerhiyi. 2016. No 11 (1183). Pp. 64–69. (Ukr)
6. Bibik O.V. Switched-reluctance drive of pump installation of the multi-storey building. *Pratsi Instytutu Elektrodynamiky Natsionalnoi Akademii Nauk Ukrainy*. 2016. No 45. Pp. 38–45. (Ukr)
7. Mazurenko L.I., Bibik O.V., Shykhnenko M.O. Estimation of the possibility of using a switched reluctance motor as part of a machine-swinging device. *Visnyk Natsionalnoho tekhnichnoho universytetu «KHPI»*. Seriya: Elektrychni mashyny ta elektromekhanichne peretvorennnya enerhiyi. 2017. No 1 (1223). Pp. 97–100. (Ukr)
8. Bibik O.V., Grebenikov V.V. Analysis of the influence of magnetic systems on the characteristics of switched reluctance and synchronous reluctance motors. *Hidroenerhetyka Ukrainy*. 2016. No 3. Pp. 47–50. (Ukr)
9. Mazurenko L.I., Bibik O.V., Bilyk O.A., Shykhnenko M.O., Klymenko V.G. Method of stabilization of the speed of switched reluctance motor. Pat. to utility model No. 107247 Ukraine, H02P 6/08, H02P 8/12, H02K 19/06. (Ukr)
10. Mazurenko L.I., Dzhura O.V. A mathematical model of an autonomous electrogenerating system with induction generators and a single semiconductor excitation converter. *Pratsi Instytutu Elektrodynamiky Natsionalnoi Akademii Nauk Ukrainy*. 2016. No 44. Pp. 69–78. (Ukr)
11. Mazurenko L.I., Vasylyv K.M. Patterns of Electromagnetic Processes of the Contactless Excitation System of the Autonomous Asynchronous Generator on the Basis of the Cascade Three-Phase-Three-phase Voltage Modulator. *Tekhnichna Elektrodynamika*. 2018. No 6. Pp. 46–49. (Ukr)
12. Mazurenko L.I., Dzhura O.V. Mathematical model and control algorithm for autonomous unregulated wind turbine with inverter excited induction generator. *Elektromekhanichni i enerhozberihayuchi systemy*. Kremenichuk, Ukraine. 2018. No 3(43). Pp. 24–30. (Ukr)
13. Dzhura O.V., Muravinets N.V. Inverter excited induction generator driven by a turbo-detander. *Problems of modern energy and automatics in the environmental system*. Proceedings of Conf. Kyiv, 10–14 May 2016. Pp. 35–37. (Ukr)
14. Mazurenko L.I., Dzhura O.V. Mathematical modeling of three-phase transformers based on the equivalent circuit for replacing a single-phase transformer. XVIII International Scientific and Practical Conference *Renewable Energy and Energy Efficiency in the 21st Century*. Kyiv, Ukraine, 27–29 September 2017. Pp. 156–160.
15. Popovych O.M., Golovan I.V. Study of changed main flux reactance of squirrel-cage induction motors using field analysis of their starting characteristics. *Tekhnichna Elektrodynamika*. 2018. No 5. Pp. 69–72.
16. Mazurenko L.I., Dzhura O.V., Shevchuk S.P. Transients in a transistor-switched capacitor regulator of a stand-alone induction generator supplying a single-phase load. *International Conference on Modern Electrical and Energy Systems (MEES)*. Kremenichuk, Ukraine. 2017. Pp. 244–247.

Надійшла 12.06.2019

Received 12.06.2019

УДК 621.313

DOI: <https://doi.org/10.15407/publishing2019.54.075>

ФІЗИЧНЕ МОДЕЛЮВАННЯ ДЕФЕКТІВ ПРЕСУВАННЯ ЗУБЦЕВОЇ ЗОНИ СТАТОРА ТУРБОГЕНЕРАТОРА

В.О. Тітко*, канд. техн. наук, **Л.Б. Остапчук****, канд. техн. наук, **М.С. Гуторова*****, канд. техн. наук, **А.М. Мельник******, канд. техн. наук

Інститут електродинаміки НАН України,

пр. Перемоги, 56, Київ, 03057, Україна

e-mail: votitko@ied.org.ua

Розроблено оптимальні схеми установки сенсорів віброприскорення, пристрій контролю зусиль затягування осердя статора та діагностичні процедури. Для підтвердження теоретичних положень проведено експерименти на фізичній моделі кінцевої зони осердя статора турбогенератора. Встановлено вплив розвитку дефектів пресування зубцевої зони осердя на гармоніки вібрації основної частоти електромагнітних зусиль. Бібл. 12, рис. 5.

Ключові слова: турбогенератор, моделювання, шихтований магнітопровід, осердя статора, зубцева зона, натисні пальці, механічні напруження, зусилля, лінійне видовження.

Вступ. У процесі експлуатації генераторів досить часто спостерігається розпресування крайніх пакетів шихтованого магнітопроводу [1]. Це є одним з найбільш небезпечних дефектів статорів потужних електричних машин, що призводить до скорочення міжремонтних періодів, збільшення об'ємів ремонту, аварійних відключень генераторів. Процес розпресування починається зі зменшення щільності пресування в коронках зубців крайніх пакетів осердя статора. Цей процес супроводжується вібрацією листів активної сталі під впливом аксіальних знакозмінних електромагнітних сил, що впливають на торцеву зону зубців осердя. У свою чергу вібрація призводить до пошкодження міжлистової ізоляції та замикання шихтованих листів між собою, поломки окремих зубців сегментів та, як наслідок, ослаблення пресування. Виникають втомні тріщини листів із подальшим їхнім зламом та викришуванням, що дуже небезпечно.

Нині існує низка способів діагностики контролю стану пресування осердя статора [2–10]. Серед методів, які описано в цих роботах, найбільш перспективним можна вважати ультразвуковий метод, що базується на залежності часу проходження ультразвукового імпульсу через пакет від ступеня його спресованості [9]. Однак такий підхід має багато недоліків, одним з яких є залежність результатів вимірювань від навичок персоналу. Другим розповсюдженим методом є спосіб візуального контролю щільності пресування крайніх пакетів осердя статора за допомогою спеціального ножа або щупа [10]. Ці методи не забезпечують достатньої точності й роздільної здатності вимірювання та є надто часовитратними.

У роботах [11–12] було визначено низку фундаментальних положень щодо діагностування розпресування шихтованого магнітопроводу. Завдяки застосуванню методів математичного моделювання механічних процесів у пакеті заліза стало можливим суттєве зменшення кількості встановлених сенсорів. У результаті проведених досліджень було вдосконалено математичну модель розрахунку вібромеханічних характеристик у кінцевій частині осердя статора турбогенератора (ТГ) за наявності дефектів пресування зубцевої зони. Математичну модель зубцевої зони можна представити такими співвідношеннями:

$$\begin{aligned} \vec{m}_n^* + \sum_{i=1}^{n-1} \vec{m}_i + \sum_{I=1}^N \vec{M}_I &= 0, \\ \vec{f}_n^* + \sum_{i=1}^{n-1} \vec{f}_i + \sum_{I=1}^N \vec{F}_I &= 0, \end{aligned} \quad (1)$$

де f_n^* , m_n^* – сила та момент сили, що діють на частину зубця після розкришення останнього, де $\vec{m}_i = \vec{r}_i \times \vec{f}_i$ – момент сили $\vec{f}_i$ i -го пальця, що діє на натискну плиту; $\vec{M}_F = \vec{R}_I \times \vec{F}_I$ – момент сили I -ї стягуючої призми, що діє на натискну плиту; N – кількість (число) стягуючих призм у статорі ТГ; n – кількість (число) натискних пальців у статорі ТГ; $\vec{f}_i$ – сила, що діє на i -й натискний палець статора синхронного генератора; $\vec{F}_I$ – сила, що діє на i -ту стягуючу призму статора генератора.

На базі цієї моделі було розроблено методику розрахунку вібромеханічних характеристик у натискних пальцях і плитах осердя статора. Проведено дослідження цих характеристик у механічно з'єднаній системі «зубець-палець-плита» за умови появи дефектів пресування зубцевої зони осердя, зокрема, відгину різної кількості натискних пальців та зміни геометрії зубця, що дало змогу визначати амплітуди вібрацій у пальцях і плитах на ділянці їх дотику.

Для вирішення поставлених задач використовувалися теоретичні й експериментальні методи в області вібровимірювання фізичних величин. Обробка експериментальних даних виконувалась з використанням програмних пакетів MS Excel та Matlab.

Метою даної роботи є перевірка на фізичній моделі статора ТГ адекватності математичних моделей і розрахунків, що виконувалися в попередніх роботах, для подальшого розроблення методу діагностування стану зубцевих зон магнітопроводу статора ТГ.

Було розроблено оптимальні схеми установки сенсорів, пристрій контролю зусиль затягування осердя статора та діагностичні процедури.

На рис. 1 наведено схематичне представлення моделі, де 1 – залізо осердя статора; 2 –

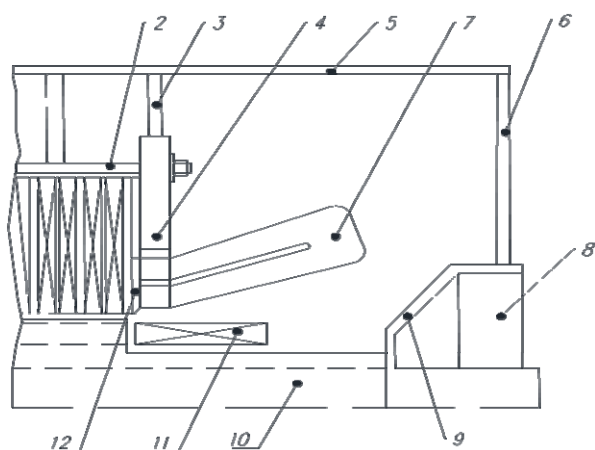


Рис. 1

стяжна шпилька; 3 – ребро короба; 4 – натискна плита; 5 – кожух короба; 6 – підшипниковий щит; 7 – лобова частина обмотки; 8 – модель підшипника; 9 – корпус підшипника; 10 – вал ротора; 11 – лобова частина обмотки ротора; 12 – натискний палець. Основні конструктивні елементи кінцевої зони подібні до таких, які має генератор типу ТГВ-500. Геометричні розміри моделі в цілому та для окремих деталей прийнято відповідно до масштабних коефіцієнтів.

Конструкція фізичної моделі суттєво спрощена порівняно з серійним ТГ типу ТГВ-500. Модель виконана у вигляді статора з трифазною обмоткою, кінцева зона якого містить

натискну плиту та інші деталі, що моделюють елементи кінцевої зони ТГ, та нерухомого ротора. Шихтоване осердя статора (ОС) моделі виконано з електротехнічної сталі марки Е21 товщиною 0,5 мм та стягнуто стяжними шпильками. Усі конструкційні деталі кінцевої зони моделі виконано з матеріалів, що відповідають оригіналу.

Живлення ОС фізичної моделі здійснюється від високочастотного генератора. Схема забезпечує можливість плавного регулювання величини струму, що подається до обмотки, а також регулювання та підтримання стабільної частоти.

Зусилля затягування гайок на шпильках задається величиною крутильного моменту ($m_{кр}$) за допомогою динамометричного ключа.

Вимірювання значень вібрацій здійснюється на кромці натискної плити осердя статора у точці II за допомогою п'єзоелектричного сенсора віброприскорення типу 1ПА-9, схема розташування якого зображена на рис. 2.

На рис. 3 показано розташування сенсора на фізичній моделі. Сенсор віброприскорення кріпиться до плити за до-

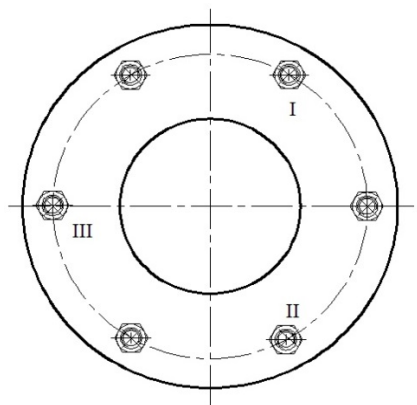


Рис. 2



Рис. 3

помогою спеціально виготовленого неметалевого пристрою, який фіксується у вифрезерованому отворі натискної плити.

Моделювання проводилось при зусиллі затягнення шпильки $F_{ст} = 49,03 \text{ Н}\cdot\text{м}$ для декількох варіантів технічного стану кінцевої зони турбогенератора:

- 1) магнітопровід статора повністю стягнуто, що відповідає умовно бездефектному стану;
- 2) пакет ослаблено шляхом вилучення одного натискного пальця;
- 3) пакет ослаблено шляхом вилучення трьох натискних пальців;
- 4) пакет ослаблено шляхом вилучення п'яти натискних пальців.

Пальці вилучались у зоні вимірювання.

На нижній кромці натискної плити осердя статора за допомогою цифрового осцилографа фіксувались сигнали сенсора (у мВ), які надалі перераховувались за його паспортними даними у віброприскорення (м/с^2). Сигнали сенсора віброприскорення для чотирьох варіантів моделювання пресування зубцевої зони статора ТГ зображено на рис. 4.

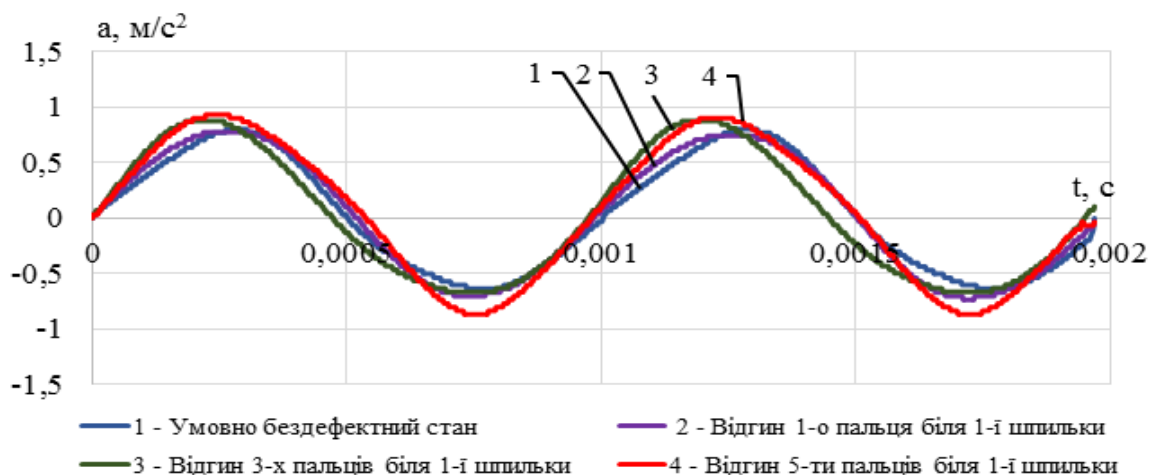


Рис. 4

Відомо, що основним фактором появи вібрації у статорі фізичної моделі є електромагнітні сили в залізі статора та електродинамічні – у стержнях обмотки. Основна частота таких сил і вібрацій становить 1000 Гц.

Після проведення спектрального аналізу отриманих сигналів сенсора спостерігаємо, що у спектрі вібрацій присутня основна гармоніка електромагнітних сил на частоті 1000 Гц. Вона є найбільшою і характеризує, як зазначалось, основне постійно діюче електромагнітне поле. Окрім цього, присутні кратні їй 2-а, 3-я та інші гармоніки. Спектрограми отриманих сигналів сенсора для різного стану пресування зображено на рис. 5.

У спектрі сигналу спостерігаємо незначне збільшення амплітуди гармоніки (1000 Гц) основної частоти електромагнітних сил залежно від ступеня розвитку дефектів пресування зубцевої зони, а саме відгину різної кількості натискних пальців. Проте помічаємо суттєве

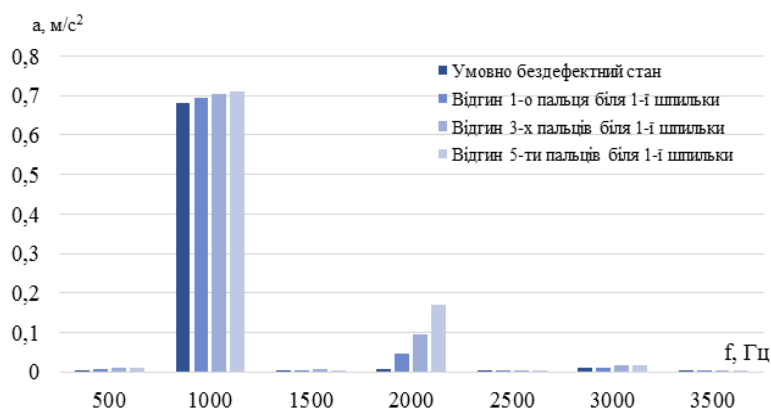


Рис. 5

вказують на певні проблеми пресування зубців у моделі.

На цьому явищі в подальшому буде розроблено і досліджено інтегральний спосіб діагностування стану зубцевих зон магнітопроводу статора ТГ. Для цього буде виявлено розподіл вібрацій по колу плити для визначення оптимальної кількості сенсорів контролю механічних характеристик.

Результати фізичного моделювання, а саме виникнення частот вібрацій у натискних плитах, які в умовно бездефектній машині відсутні, корелюють з висновками, зробленими за допомогою математичної моделі (1) для розрахунку механічних та вібромеханічних характеристик у натискних плитах, обумовлених коливанням розпресування зубцевої зони.

Висновки: 1. Було розроблено оптимальні схеми установки сенсорів віброприскорення, пристрій контролю зусиль затягування осердя статора та діагностичні процедури.

2. Встановлено, що в разі розвитку дефектів пресування зубцевої зони осердя незначно збільшується гармоніка вібрацій основної частоти електромагнітних зусиль, але суттєво збільшується амплітуда другої гармоніки (у кілька разів залежно від ступеня розвитку дефектів).

Фінансується за бюджетною програмою КПКВК 6541230 «Підтримка розвитку пріоритетних напрямів наукових досліджень» у рамках наукової роботи «Інтехен», що виконується за Постановою Бюро ВФТПЕ 10.07.2018 р., протокол № 18. Державний реєстраційний номер роботи 0118U005367.

1. Титко О.І., Мельник А.М. Моделювання і розподіл електромагнітних сил, що діють на зубці та стержні обмотки статора турбогенератора. *Технічна електродинаміка*. 2015. № 3. С. 40–46.
2. Счастливый Г.Г., Федоренко Г.М., Выговский В.И. Контроль состояния прессовки сердечника статора турбогенератора методом температурной диагностики. *Техническая электродинамическая*. 1983. № 4. С. 47–51.
3. Бутов А.В., Пикульский В.А., Поляков Ф.А., Шандыбин М. Электромагнитный метод выявления замыканий листов активной стали статора. *Электрические станции*. 1998. № 11.
4. Тітко В.О. Моделі і методики розрахунку характеристик та засоби підвищення надійності турбогенераторів: автореф. дис. на здобуття наук. ступеня канд. техн. наук: спец. 05.09.01. Харків, 2013. 20 с.
5. Остерник Э.С. Моделирование и анализ погрешностей схем при исследовании напряжений в мощных электромашинах. *Вісник НТУ ХПІ: Динаміка та міцність машин*. Харків. 2009. № 42. С. 116–122.
6. Остерник Э.С. О механических параметрах для оценки надежности турбогенераторов разъемной конструкции. *Вісник НТУ ХПІ: Динаміка та міцність машин*. Харків. 2011. № 52. С. 135–141.
7. Левицкий А.С., Новік А.І., Федоренко Г.М. Контроль ступеня розпушення крайніх пакетів зубцевої зони осердя статора турбогенератора з застосуванням ємнісного сенсора. *Технічна електродинаміка*. 2013. № 6. С. 88–93.
8. Ясинский Ю.А., Ходин Н.Е., Шапкин И.А. Диагностика технического состояния сердечника статора электродвигателя. *Світлотехніка та електроенергетика*. 2007. № 3–4. С. 64–67.
9. Грень Я.В., Роман В.І. Дослідження розповсюдження ультразвукового імпульсу в пакеті листів електротехнічної сталі. *Вісник Національного університету Львівська політехніка*. 2011. № 707. С. 36–41.
10. Бутов А.В., Мамиконянц Л.Г., Пикульский В.А., Поляков Ф.А., Шандыбин М.И., Шейко П.А. Повреждаемость и контроль зубцовых зон запеченных крайних пакетов стали сердечников статоров турбогенераторов. *Электрические станции*. 2001. № 5.
11. Kuchynskyi K., Titko V., Hutorova M., Mystetskyi V., Khudyakov A., Prus V. Mathematical model and research results of vibromechanical processes in the elements of the powerful synchronous generator end area. Proceedings of the International Conference on Modern Electrical and Energy Systems. IEEE-MEES'17. Kremenchuk Mykhailo. Ostrohradskyi National University, Ukraine, November 15-17, 2017. Pp. 308–311. DOI: <http://ieeexplore.ieee.org/document/8248918>

12. Kuchynskiy K.A., Titko V.O., Hutorova M.S., Mystetskiy V.A. Mechanical processes in the terminal parts of the turbogenerator stator imbricated core in the presence of the tooth area pressing defects. *Вісник Національного технічного університету ХПІ. Серія: Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії*. Харків. 2018. № 5 (1281). С. 110–115.

УДК 621.313

ФИЗИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ДЕФЕКТОВ ПРЕССОВАНИЯ ЗУБЦОВОЙ ЗОНЫ СТАТОРА ТУРБОГЕНЕРАТОРА

В.А. Титко, канд. техн. наук, **Л.Б. Остапчук**, канд. техн. наук, **М.С. Гудорова**, канд. техн. наук, **А.М. Мельник**, канд. техн. наук

Институт электродинамики НАН Украины,

пр. Победы, 56, Киев, 03057, Украина

Разработаны оптимальные схемы установки сенсоров виброускорения, устройство контроля усилий затяжки сердечника статора и диагностические процедуры. Для подтверждения теоретических положений проведены эксперименты на физической модели конечной зоны сердечника статора турбогенератора. Установлено влияние развития дефектов прессования зубцовой зоны сердечника на гармоники вибраций основной частоты электромагнитных усилий. Библ. 12, рис. 5.

Ключевые слова: турбогенератор, моделирование, шихтованный магнитопровод, сердечник статора, зубцовая зона, нажимные пальцы, механические напряжения, усилия, линейное удлинение.

PHYSICAL MODELING OF TOOTH PRESSING DEFECTS STATORS OF THE TURBOGENERATOR

V. Titko, L. Ostapchuk, M. Hutorova, A. Melnyk

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

pr. Peremohy, 56, Kyiv, 03057, Ukraine

Optimal schemes for installing vibration acceleration sensors, a device for monitoring the stator core tightening forces, and diagnostic procedures have been developed. To confirm the theoretical positions, experiments were conducted on a physical model of the final zone of the stator core of a turbogenerator. The influence of the development of pressing defects of the tooth zone of the core on the harmonics of vibrations of the fundamental frequency of electromagnetic forces is established. References 12, figures 5.

Key words: turbogenerator, modeling, lined magnetic core, stator core, tooth zone, pressure fingers, mechanical stresses, forces, linear elongation.

1. Tytko O.I., Melnyk A.M. Modeling and distribution of electromagnetic forces acting on the tooth and core windings of a turbine generator stator. *Tekhnichna elektrodynamika*. 2015. No 3. Pp. 40–46. (Ukr)
2. Schastlivyy G.G., Fedorenko G.M., Vygovskiy V.I. Monitoring the state of compaction of the core of the stator of the turbogenerator by the method of temperature diagnostics. *Tekhnicheskaya elektrodynamika*. 1983. No 4. Pp. 47–51. (Rus)
3. Butov A.V., Pikulskiy V.A., Polyakov F.A., Shandybin M. The electromagnetic method for detecting short circuits of stator active steel sheets. *Elektricheskiye stantsii*. 1998. No 11. (Rus)
4. Titko V.O. Models and methods of calculation of characteristics and means of increase of reliability of turbogenerators: avtoref. dys. na zdobuttia nauk. stupenia kand. tekhn. nauk: spets. 05.09.01. Kharkiv, 2013. 20 p. (Ukr)
5. Osternik E.S. Modeling and analysis of circuit errors in the study of voltages in powerful electric machines. *Visnyk NTU KhPI: Dynamika ta mitsnist mashyn*. 2009. No 42. Pp. 116–122. (Rus)
6. Osternik E.S. On the mechanical parameters for assessing the reliability of detachable turbogenerators. *Visnyk NTU KhPI: Dynamika ta mitsnist mashyn*. 2011. No 52. Pp. 135–141. (Rus)
7. Levytskyi A.S., Novik A.I., Fedorenko H.M. The control of the stage of the extreme packet of the teeth of the tooth zone of the stator of the turbogenerator with the closed sensor of the multi-sensor. *Tekhnichna elektrodynamika*. 2013. No 6. Pp. 88–93. (Ukr)
8. Yasinskiy Yu.A., Khodin N.E., Shapkin I.A. Diagnostics of the technical condition of the stator core of the electric motor. *Svitlotekhnika ta elektroenerhetyka*. 2007. No 3–4. Pp. 64–67. (Rus)
9. Hren Ya.V., Roman V.I. Retrieval of the ultrasonic pulse in the package of electrical steel. *Visnyk Natsionalnoho universytetu «Lvivska politekhnika»*. 2011. No 707. Pp. 36–41. (Ukr)
10. Butov A.V., Mamikonyants L.G., Pikulskiy V.A., Polyakov F.A., Shandybin M.I., Sheyko P.A. Damage and control of the tooth zones of baked extreme packages of steel cores of stators of turbogenerators. *Elektricheskiye stantsii*. 2001. No 5. (Rus)
11. Mathematical model and research results of vibromechanical processes in the elements of the powerful synchronous generator end area. Proceedings of the International Conference on *Modern Electrical and Energy Systems. IEEE-MEES'17*. Kremenchuk Mykhailo Ostrohradskyi National University. Ukraine, November 15–17. 2017. Pp. 308–311. DOI: <http://ieeexplore.ieee.org/document/8248918>
12. Kuchynskiy K.A., Titko V.O., Hutorova M.S., Mystetskiy V.A. Mechanical processes in the terminal parts of the turbogenerator stator imbricated core in the presence of the tooth area pressing defects. *Вісник Національного технічного університету ХПІ. Серія: Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії*. 2018. No 5 (1281). Pp. 110–115.

НАПІВПРОВІДНИКОВІ ПЕРЕТВОРЮВАЧІ

УДК 621.316.72

DOI: <https://doi.org/10.15407/publishing2019.54.080>

ИССЛЕДОВАНИЕ РЕЖИМОВ ПОЛУПРОВОДНИКОВЫХ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЕЙ С ПРОМЕЖУТОЧНЫМ ЗВЕНОМ НАКОПЛЕНИЯ ЭНЕРГИИ В ИСТОЧНИКАХ ЭЛЕКТРОПИТАНИЯ ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫХ СИСТЕМ ИНДУКЦИОННОЙ ТЕРМООБРАБОТКИ

А.А. Щерба^{*}, член-корр. НАН Украины, **Н.А. Ломко**^{**}, канд. техн. наук
Институт электродинамики НАН Украины,
пр. Победы, 56, Киев, 03057, Украина
e-mail: nlomko@gmail.com

Проведено моделювання та дослідження режимів роботи напівпровідникового перетворювача з проміжним звеном накоплення енергії в системі електроживлення магнітодинамічної установки (МДУ). Детально досліджено процес управляемого періодичного поповнення енергією коливального контура з навантаженням. Показана ефективність роботи напівпровідникового перетворювача в якості регулятора величини та фази напруги на електромагнітній МДУ, що забезпечує якісне регулювання електромагнітного тиску, що впливає на розплавлений метал в МДУ. Бібл. 6, рис. 4.

Ключевые слова: полупроводниковый преобразователь, промежуточное звено накопления энергии, накопительный и компенсирующий конденсатор, магнитодинамическая установка, электромагнитное давление.

Введение. Особенностью электротехнологических режимов магнитодинамических установок, к которым относятся магнитодинамические насосы (МДН) и индукционные плавильные печи, является необходимость обеспечения эффективного управления режимами работы их электромагнитных систем: индукторов и электромагнитов. Каждая отдельная конструкция магнитодинамической установки (МДУ) имеет свои особенности и рассчитана на соответствующий электротехнологический процесс. Эффективность работы МДУ зависит не только от способности установки обеспечить необходимый технологический процесс, а и от того, какой способ преобразования электрической энергии применен для обеспечения этого технологического процесса.

В работах [1, 2] отмечалось, что для глубокого и плавного регулирования напряжения на электромагнитных системах МДУ перспективным является использование тиристорных регуляторов напряжения (ТРН) с фазовым управлением, а в [3] показано, что использование таких ТРН для регулирования электромагнитного давления в МДУ более целесообразно при регулировании напряжения на индукторах. Параметры электроэнергии, которые подведены к электромагнитным системам МДУ, создающим электромагнитное давление, воздействующее на расплавленный металл на отдельных участках каналов и обеспечивающее его движение, должны отвечать определенным требованиям. Поэтому система электропитания индукторов и электромагнитов каждой МДУ имеет свои особенности.

Актуальными являются исследования, направленные на разработку эффективных способов регулирования величины и фазы напряжения на электромагнитных системах МДУ, а, следовательно, регулирования величиной электромагнитной силы, воздействующей на расплавленный металл на отдельных участках каналов МДУ. Одним из перспективных способов управления движением расплавленного металла является питание и управление электромагнитом МДУ от полупроводникового преобразователя напряжения с промежуточным звеном накопления энергии.

Целью настоящей работы является численное моделирование и исследование переходных и установившихся процессов в электромагнитных системах МДУ типа МДН при питании и управлении электромагнита МДУ от полупроводникового преобразователя с промежуточным звеном накопления энергии. При этом в работе выполнялось имитационное моделирование в пакете программ Matlab/Simulink.

Анализ полученных результатов. Электромагнит МДУ представляет собой низкосинусную активно-индуктивную нагрузку ($R_Э$, $L_Э$) мощностью в десятки и даже в сотни кВА. Для компенсации реактивной мощности параллельно электромагниту подключен компенсирующий конденсатор C_K , т.е. электромагнит, который образует колебательный контур, настроенный на частоту питающего напряжения. Для регулирования величины и фазы напряжения на нагрузке как промежуточное звено между источником питающего напряжения и нагрузкой используется полупроводниковый преобразователь на основе тиристорного регулятора напряжения [1], где вместо зарядных и разрядных тиристоров в качестве элементов бесконтактной коммутации применяются IGBT-транзисторы, что позволяет расширить регулировочные возможности такого регулятора. Управление работой зарядных и разрядных транзисторов осуществляется отдельными, несвязанными между собой системами управления. Синхронизирующим напряжением для каждой из систем является напряжение питающей сети. Схема преобразователя изображена на рис. 1.

Принцип работы преобразователя заключается в возбуждении незатухающих колебаний в контуре ($R_Э$, $L_Э$, C_K) путем периодической подачи регулируемых порций энергии от емкостного накопителя, состоящего из двух накопительных конденсаторов C_{H1} и C_{H2} , каждый из которых накапливает заряд в соответствии с полярностью напряжения, на которое он подключен. Регулированием момента коммутации зарядных транзисторов VT_1 и VT_2 осуществляется регулирование количества энергии, накапливаемой в конденсаторах C_{H1} и C_{H2} и передаваемой в контур, что обеспечивает регулирование напряжения на нагрузке. Момент коммутации разрядных транзисторов VT_3 и VT_4 определяет фазу колебаний в нагрузке.

Дроссель R_1 , L_1 введен в зарядную цепь преобразователя для ограничения зарядного тока и увеличения времени заряда накопительных конденсаторов C_{H1} и C_{H2} , а также для улучшения гармонического состава тока, потребляемого от источника.

При подаче питающего напряжения в первый период происходит заряд накопительных конденсаторов в соответствии с полярностью приложенного на каждый конденсатор напряжения. Во второй период происходит поочередный разряд накопительных конденсаторов на колебательный контур. Следует отметить, что этот разряд – неполный. Во время разряда одного из накопительных конденсаторов на колебательный контур происходит подзарядка другого накопительного конденсатора противоположным по полярности напряжением от внешнего источника. Необходимо подчеркнуть, что с момента появления напряжения на компенсирующем конденсаторе начинается колебательный процесс в колебательном контуре, характер которого зависит исключительно от параметров $R_Э$, $L_Э$ и C_K контура. При этом обмен энергии в колебательном контуре сопровождается подачей дополнительных порций энергии в контур от накопительных конденсаторов, причем первые пять периодов (пока идет переходный процесс) эти порции не равномерны. Поскольку частота подачи дополнительных порций в контур от каждого из накопительных конденсаторов совпадает с частотой свобод-

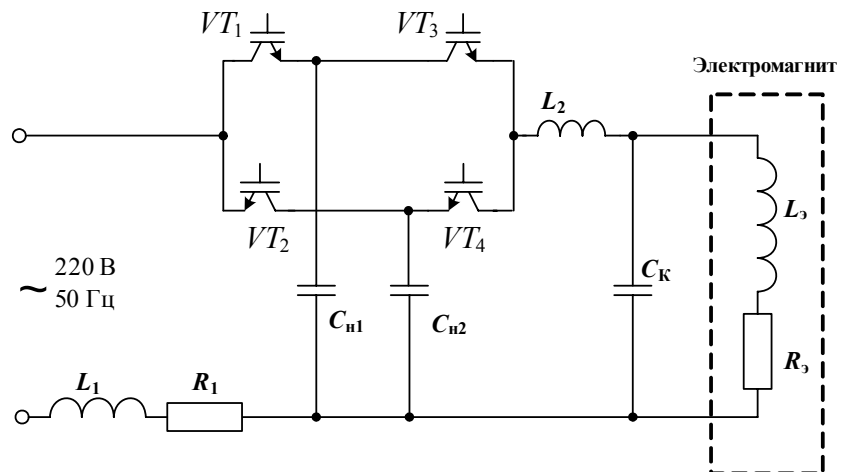


Рис. 1

ных колебаний, то в момент подзарядки компенсирующего конденсатора ток в индуктивной ветви колебательного контура проходит через нуль. Цикл передачи энергии от накопительного конденсатора в контур происходит в течение короткого промежутка времени, составляющего доли процента по отношению к периоду свободных колебаний, т.к. ток в цепи между емкостными элементами ограничивается лишь сопротивлением открытого разрядного транзистора и соединительных проводов, а ток в катушке электромагнита скачком измениться не может. Этот цикл сопровождается перераспределением зарядов между накопительным и компенсирующим конденсаторами. Цикл заканчивается, когда ток между конденсаторами прекращается, и разрядный транзистор отключает цепь. Дроссель L_2 с индуктивностью, на порядок меньшей индуктивности нагрузки, включен в разрядную цепь для ограничения сверхтока при разряде емкости на емкость.

Определим коэффициент преобразования энергии и КПД рассматриваемого процесса, используя закон сохранения заряда.

В исходном состоянии заряды на накопительном и компенсирующем конденсаторах можно представить в виде: $Q_{H1}(0) = C_{H1} U_{H1}(0)$; $Q_K(0) = C_K U_K(0)$.

После разряда накопительного конденсатора C_{H1} на колебательный контур заряды на накопительном и компенсирующем конденсаторах принимают вид: $Q_{H1}(t) = C_{H1} U(t)$; $Q_K(t) = C_K U(t)$.

Согласно закону сохранения заряда

$$Q_{H1}(0) + Q_K(0) = Q_{H1}(t) + Q_K(t). \quad (1)$$

Начальная энергия накопительного конденсатора $C_{H1}(C_{H2})$ до его разряда на колебательный контур

$$W_{H1}(0) = \frac{C_{H1} U_{H1}^2(0)}{2}. \quad (2)$$

Начальная энергия компенсирующего конденсатора C_K до разряда накопительного конденсатора $C_{H1}(C_{H2})$ на колебательный контур

$$W_K(0) = \frac{C_K U_K^2(0)}{2}. \quad (3)$$

Конечная энергия накопительного конденсатора $C_{H1}(C_{H2})$ после его разряда на колебательный контур

$$W_{H1}(t) = \frac{C_{H1} U_{H1}^2(t)}{2}. \quad (4)$$

Конечная энергия компенсирующего конденсатора C_K после разряда накопительного конденсатора $C_{H1}(C_{H2})$ на колебательный контур

$$W_K(t) = \frac{C_K U_K^2(t)}{2}. \quad (5)$$

При этом доза энергии, отдаваемая накопительным конденсатором C_{H1} или C_{H2} в колебательный контур, может быть определена согласно выражению (10) из [4]:

$$\Delta W_{H1} = C_{H1} (U_{H1}^2(t) - U_{H1}^2(0)) / 2. \quad (6)$$

Коэффициент преобразования энергии рассматриваемого процесса

$$K = \frac{W_{H1}(t) + W_K(t)}{W_{H1}(0) + W_K(0)}. \quad (7)$$

КПД рассматриваемого процесса

$$\eta = \frac{W_K(t) - W_K(0)}{W_{H1}(0) - W_{H1}(t)} = \frac{C_K (U_K^2(t) - U_K^2(0))}{C_{H1} (U_{H1}^2(0) - U_{H1}^2(t))} \quad (8)$$

не зависит от величины активного сопротивления [5] открытого разрядного транзистора и соединительных проводов, а зависит исключительно от величин емкостей накопительного и компенсирующего конденсаторов и от напряжений, на которые они заряжены в соответствующие моменты времени.

Энергия из накопительного конденсатора переходит в контур, сосредоточиваясь в поле компенсирующего конденсатора. Далее энергия заряженного компенсирующего конденсатора переходит в магнитное поле катушки электромагнита, т.е. идет свободный колебательный процесс. Форма кривой напряжения на нагрузке определяется свободным колебательным процессом в промежутках между циклами передачи энергии от внешнего источника. Эти циклы можно рассматривать как результат действия на параллельный колебательный контур источника периодического импульсного двухполярного напряжения с нелинейным внутренним сопротивлением, величина которого равна нулю в интервале действия импульса и бесконечности в паузах.

Угловая частота собственных колебаний контура [6]

$$\omega_0 = \sqrt{\frac{1}{L_{\text{Э}} C_K} - \frac{r_{\text{Э}}^2}{4L_{\text{Э}}^2}} = \frac{2\pi}{T_0}, \quad (9)$$

где T_0 – период собственных колебаний контура.

Коэффициент затухания

$$b = \frac{r_{\text{Э}}}{2L_{\text{Э}}}. \quad (10)$$

Связь между этими величинами можно представить в виде: $\sqrt{b^2 + \omega_0^2} = 1/\sqrt{L_{\text{Э}} C_K}$, либо $b = \sqrt{b^2 + \omega_0^2} \cos \chi$, $\omega_0 = \sqrt{b^2 + \omega_0^2} \sin \chi$, где χ – угол, на который вектор напряжения конденсатора опережает вектор тока, а вектор ЭДС индуктивности отстает на тот же угол от вектора тока, т.е.

$$\operatorname{tg} \chi = \frac{\omega_0}{b}. \quad (11)$$

Выражения для аналитического описания процессов в контуре в переходном и установившемся режимах можно представить в виде:

$$u_C = U_{Cm} e^{-bt} \sin(\omega_0 t + \chi); \quad (12)$$

$$i = I_m e^{-bt} \sin(\omega_0 t + \pi); \quad (13)$$

$$u_L = U_{Lm} e^{-bt} \sin(\omega_0 t - \chi), \quad (14)$$

где $U_{Cm} = U_{Lm} = U_0 / \omega_0 \sqrt{L_{\text{Э}} C_K} = U_0 \sin \chi$; $I_m = U_0 / \omega_0 L_{\text{Э}}$, U_0 – начальное значение напряжения на конденсаторе контура после его подзарядки.

Затухающие колебания характеризуются тем, что отношение амплитуды напряжения на конденсаторе в какой-либо момент к амплитуде напряжения через период есть величина постоянная:

$$\frac{u_C(t)}{u_C(t + T_0)} = \frac{U_{Cm} e^{-bt} \sin(\omega_0 t + \chi)}{U_{Cm} e^{-b(t+T_0)} \sin[\omega_0(t+T_0) + \chi]} = e^{bT_0} = e^{\frac{b}{f_0}}. \quad (15)$$

В таком же соотношении находятся и амплитуды тока, взятые через один период.

Затухание колебаний происходит из-за того, что энергия, сосредоточенная в колебательном контуре, постепенно уменьшается. Вначале она равна $Cu_0^2/2$, но по мере уменьшения амплитуд оставшаяся энергия в колебательном контуре с течением времени будет равна $Cu^2 e^{-2bt}/2$.

Приведенные формулы позволяют произвести расчет величины дополнительной энергии, которую необходимо передать в контур в каждый период (или полупериод) для обеспечения в нем незатухающих колебаний.

Для исследования процессов в полупроводниковом преобразователе было произведено макетирование и исследование режимов работы с помощью пакета прикладных программ Matlab. На рис. 2 показана Simulink-модель преобразователя.

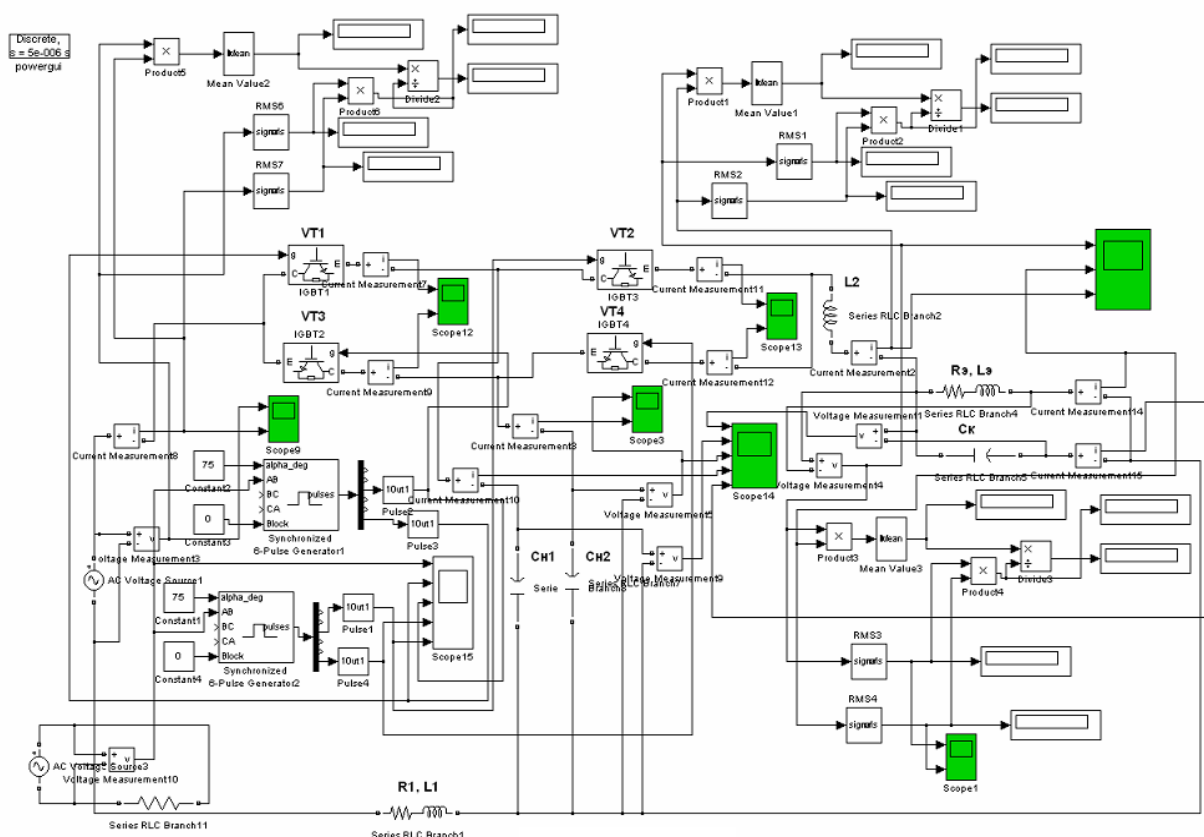


Рис. 2

На модели электромагнит магнетодинамической установки МДН-6 представлен активно-индуктивной нагрузкой с параметрами: $R_2=0,2$ Ом, $L_2=7$ мГн. Параметры дросселя, ограничивающего зарядный ток: $R_I=0,11$ Ом, $L_I=2$ мГн. Параметры дросселя в разрядной цепи: $L_2=0,7$ мГн. Емкость компенсирующего конденсатора: $C_K=1230$ мкФ. Емкости зарядных конденсаторов: $C_{H1}=C_{H2}=400$ мкФ. На модели зарядные транзисторы VT_1 и VT_2 , а также разрядные транзисторы VT_3 и VT_4 имеют соответствующие параметры. Управление их работой осуществлялось отдельными, несвязанными между собой системами управления. Синхронизирующим для каждой из них было напряжение источника питания. С помощью приборов, имитирующих осциллографы и цифровые индикаторы, осуществлялся контроль входных и выходных параметров напряжений, токов, активной мощности, коэффициента мощности. Моделирование производилось в широком диапазоне изменения параметров питающего напряжения и параметров нагрузки.

Модель позволяет производить корректировку входных параметров, синхронизацию режимов работы, цифровую и визуальную обработку полученных результатов.

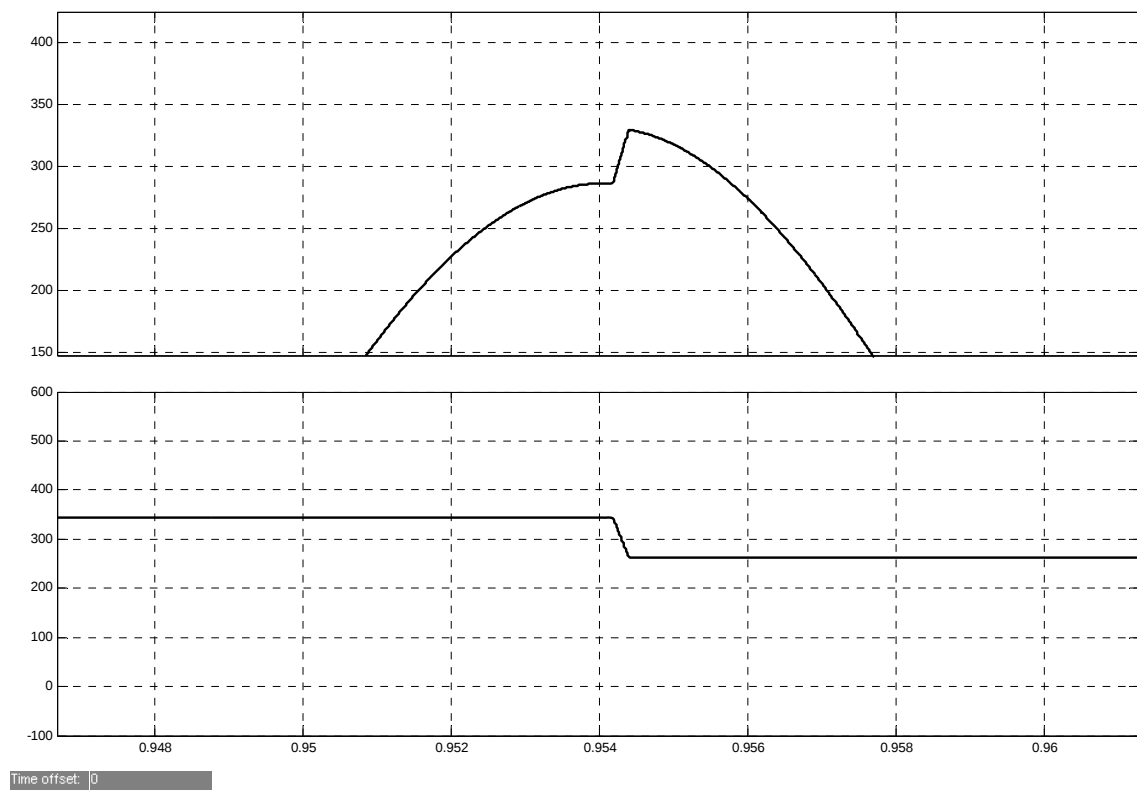
На рис. 3 изображены осциллограммы напряжений на компенсирующем и накопительных конденсаторах, а также осциллограммы токов в одном из накопительных и компенсирующем конденсаторах.

Произведем проверку адекватности предложенной модели.

На рис. 4 изображены осциллограммы, характеризующие процесс передачи энергии при разряде накопительного конденсатора (нижняя осциллограмма) на компенсирующий конденсатор (верхняя осциллограмма). Согласно рис.4 $U_{H1}(0) = 348,1$ В; $U_{H1}(t) = 267,3$ В; $U_K(0) = 283,1$ В; $U_K(t) = 326,7$ В.

Начальная энергия накопительного конденсатора C_{H1} до его разряда на колебательный контур согласно (2)

$$W_{H1}(0) = \frac{C_{H1}U_{H1}^2(0)}{2} = \frac{8 \cdot 10^{-4} \cdot 348,1^2}{2} = 48,47 \text{ Дж.}$$



Начальная энергия компенсирующего конденсатора C_K до разряда накопительного конденсатора C_{HI} на колебательный контур согласно (3)

$$W_K(0) = \frac{C_K U_K^2(0)}{2} = \frac{1,436 \cdot 10^{-3} \cdot 283,1^2}{2} = 57,54 \text{ Дж.}$$

Конечная энергия накопительного конденсатора C_{H1} после его разряда на колебательный контур согласно (4)

$$W_{H1}(t) = \frac{C_{H1} U_{H1}^2(t)}{2} = \frac{8 \cdot 10^{-4} \cdot 267,3^2}{2} = 28,58 \text{ Дж.}$$

Конечная энергия компенсирующего конденсатора C_K после разряда накопительного конденсатора C_{H1} на колебательный контур согласно (5)

$$W_K(t) = \frac{C_K U_K^2(t)}{2} = \frac{1,436 \cdot 10^{-3} \cdot 326,7^2}{2} = 76,63 \text{ Дж.}$$

Коэффициент преобразования энергии рассматриваемого процесса согласно (7)

$$K = \frac{W_{H1}(t) + W_K(t)}{W_{H1}(0) + W_K(0)} = \frac{28,58 + 76,63}{48,47 + 57,54} = 0,992$$

К.п.д. рассматриваемого процесса согласно (8)

$$\eta = \frac{W_K(t) - W_K(0)}{W_{H1}(0) - W_{H1}(t)} = \frac{76,63 - 57,54}{48,47 - 28,58} = 0,9598$$

Энергия, теряемая в контуре за половину периода ($T_0/2=0,01$ с), равна энергии разряда компенсирующего конденсатора, т.е.

$$\Delta W = W_K(t) - W_K(0) = 76,63 - 57,54 = 19,09 \text{ Дж.}$$

В соответствии с показаниями приборов (рис. 2) ток в нагрузке $I_H = 97,64$ А.

Энергия, теряемая в нагрузке, $W' = I_H^2 R_{\Sigma} T_0/2 = 97,64^2 \cdot 0,2 \cdot 0,01 = 19,067$ Дж, что соответствует энергии разряда компенсирующего конденсатора.

Формула (15) для половины периода будет иметь вид: $\frac{|u_C(t)|}{|u_C(t + \frac{T_0}{2})|} = e^{-b \frac{T_0}{2}}$, где

$$b = R_{\Sigma}/2L_{\Sigma} = 0,2/2 \cdot 7 \cdot 10^{-3} = 14,2857, \text{ т.е. } e^{-b \frac{T_0}{2}} = 1,153565. R_{\Sigma} \text{ и } L_{\Sigma} - \text{параметры нагрузки.}$$

Соотношение между напряжениями на компенсирующем конденсаторе, которые сняты с осциллограмм рис. 4, $U_K(t)/U_K(0) = 326,7/283,1 = 1,154$, что говорит об адекватности модели.

Выводы. 1. Разработана компьютерная модель для исследования процессов в полупроводниковом преобразователе с промежуточным звеном накопления энергии, отражающая основные процессы преобразования энергии при ее передаче от источника к нагрузке. Представленная модель дает возможность оптимизировать как параметры разрабатываемого полупроводникового преобразователя, так и режимы работы действующих электромагнитных систем МДУ.

2. Проведено исследование режимов работы полупроводникового преобразователя с промежуточным звеном накопления энергии и показано, что эффективность его работы определяется не только уровнем регулирования величины и фазы напряжения на электромагнитных системах МДУ, а также величиной КПД преобразования энергии.

Фінансується за держбюджетною темою "Розвинути теорію імпульсних і високочастотних перехідних електромагнітних процесів у енергетичних і технологічних резонансних установках та високовольтних кабельних лініях електропередачі" (Шифр "ЕЛКАБ"), що виконується за Постановою Бюро ВФТПЕ 04.07.2017 р., протокол №11. Державний реєстраційний номер роботи 0117U007713.

1. Щерба А.А., Подольцев А.Д., Ломко Н.А., Шеховцов В.И. Особенности регулирования величины электромагнитной силы в магнитодинамических установках с помощью тиристорных регуляторов напряжения с фазовым управлением. *Технічна електродинаміка*. 2005. № 1. С. 61–65.
2. Ломко Н.А. Расширение технологических возможностей магнитодинамических установок с помощью тиристорных регуляторов напряжения. *Праці Інституту електродинаміки НАН України*. 2005. № 3 (9). С. 26–27.

3. Щерба А.А., Подольцев А.Д., Ломко Н.А. Энергоэффективные режимы работы магнетодинамических установок с использованием тиристорных регуляторов напряжения с фазовым управлением. *Праці Інституту електродинаміки НАН України*. 2017. № 48. С. 88–93.
4. Щерба А.А., Ломко Н.А., Супруновская Н.И. Энергетические процессы в магнетодинамических установках при питании их электромагнитов от тиристорных регуляторов напряжения с накопительными конденсаторами. *Праці Інституту електродинаміки НАН України*. 2014. № 39. С. 93–99.
5. Супруновская Н.И., Щерба А.А. Процессы перераспределения электрической энергии между параллельно соединенными конденсаторами. *Технічна електродинаміка*. 2015. № 4. С. 3–11.
6. Зевеке Г.В., Ионкин П.А., Нетушил А.В., Страхов С.В. Основы теории цепей. Москва: Энергия, 1975. 752 с.

УДК 621.316.72

ДОСЛІДЖЕННЯ РЕЖИМІВ НАПІВПРОВІДНИКОВИХ ПЕРЕТВОРЮВАЧІВ З ПРОМІЖНОЮ ЛАНКОЮ НАКОПИЧЕННЯ ЕНЕРГІЇ В ДжЕРЕЛАХ ЕЛЕКТРОЖИВЛЕННЯ ЕЛЕКТРОМАГНІТНИХ СИСТЕМ ІНДУКЦІЙНОЇ ТЕРМООБРОБКИ

А.А. Щерба, член-кор. НАН України, М.О. Ломко, канд. техн. наук

Інститут електродинаміки НАН України,

пр. Перемоги, 56, Київ, 03057, Україна

Проведено моделювання та дослідження режимів роботи напівпровідникового перетворювача з проміжною ланкою накопичення енергії в системі електроживлення магнетодинамічної установки (МДУ). Детально досліджено процес керованого періодичного поповнення енергією коливального контуру з навантаженням. Показано ефективність роботи напівпровідникового перетворювача як регулятора величини і фаз напруги на електромагніті МДУ, що забезпечує якісне регулювання електромагнітним тиском, який діє на розплавлений метал в МДУ. Бібл. 6, рис. 4.

Ключові слова: напівпровідниковий перетворювач, проміжна ланка накопичення енергії, накопичувальний і компенсуючий конденсатор, магнетодинамічна установка, електромагнітний тиск.

STUDY OF MODES OF SEMICONDUCTOR CONVERTERS WITH INTERMEDIATE LINK FOR ENERGY STORAGE IN ELECTRICAL POWER SUPPLIES OF ELECTROMAGNETIC SYSTEMS FOR INDUCTION THERMAL TREATMENT

A.A. Shcherba, N.A. Lomko

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

pr. Peremohy, 56, Kyiv, 03057, Ukraine

Simulation and study of the operating modes of a semiconductor converter with intermediate link for energy storage in the power supply system of a magnetodynamic installation (MDI) are carried out. The process of controlled periodic replenishment with energy of an oscillatory circuit with a load is studied in detail. The efficiency of the semiconductor converter as a regulator of the magnitude and phase of the voltage on the electromagnet of MDI is shown, which provides high-quality regulation of the electromagnetic pressure acting on the molten metal in the MDI. References 6, figures 4.

Key words: semiconductor converter, intermediate link for energy storage, storage and compensating capacitor, magnetodynamic installation, electromagnetic pressure.

1. Shcherba A.A., Podoltsev A.D., Lomko N.A., Shekhovtsov V.I. Features of regulation of the magnitude of the electromagnetic force in magnetodynamic installations using thyristor voltage regulators with phase control. *Tekhnichna Elektrodynamika*. 2005. No 1. Pp. 61–65. (Rus)
2. Lomko N.A. Enhancement of technical capability of magnetodynamic installations using thyristor voltage regulators. *Pratsi Instytutu Elektrodynamiky Natsionalnoi Akademii Nauk Ukrainy*. 2005. No 3 (9). Pp. 26–27. (Rus)
3. Shcherba A.A., Podoltsev A.D., Lomko N.A. Energy-efficient modes of operation of magnetodynamic installations using thyristor voltage regulators with phase control. *Pratsi Instytutu Elektrodynamiky Natsionalnoi Akademii Nauk Ukrainy*. 2017. No 48. Pp. 88–93. (Rus)
4. Shcherba A.A., Lomko N.A., Suprunovska N.I. Energy processes in magnetodynamic installations at powering its electromagnets from thyristor voltage regulators with reservoir capacitors. *Pratsi Instytutu Elektrodynamiky Natsionalnoi Akademii Nauk Ukrainy*. 2014. No 39. Pp. 93–99. (Rus)
5. Suprunovska N.I., Shcherba A.A. Processes of energy redistribution between parallel connected capacitors. *Tekhnichna Elektrodynamika*. 2015. No 4. Pp. 3–11. (Rus)
6. Zeveke G.V., Ionkin P.A., Netushil A.V., Strakhov S.V. Fundamentals of circuit theory. Moskva: Energiia, 1975. 752 p. (Rus)

Надійшла 17.10.2019

Received 17.10.2019

УДК 621.314

DOI: <https://doi.org/10.15407/publishing2019.54.088>

СИСТЕМИ ФАЗОВОГО АВТОПІДЛАШТУВАННЯ ЧАСТОТИ РЕЗОНАНСНИХ ІНВЕРТОРІВ УСТАНОВОК ІНДУКЦІЙНОГО НАГРІВАННЯ ЗА НИЗЬКОЇ ДОБРОТНОСТІ КОЛИВАЛЬНОГО КОНТУРУ

В.Я. Гуцалюк*, канд. техн. наук, **І.С. Зубков**

Інститут електродинаміки НАН України,

пр. Перемоги, 56, Київ, 03057, Україна

e-mail: alfa@ied.org.ua

Системи фазового автопідлаштування частоти (ФАПЧ) у схемах керування резонансних інверторів напруги установок високочастотного індукційного нагрівання використовуються для отримання максимальної активної потужності в навантаженні та мінімальних втрат енергії в транзисторах перетворювача за широкого діапазону зміни параметрів навантаження. Представлено результати досліджень впливу добротності послідовного резонансного контуру навантаження інвертора напруги установок індукційного нагрівання на точність роботи системи ФАПЧ. За низьких добротностей, наприклад, рівних 2, струм перемикання може збільшитися до 30 % у порівнянні зі струмом перемикання за високих добротностей, що відповідно збільшує втрати потужності під час перемикання транзисторів. Для забезпечення оптимальних режимів перемикання транзисторів час затримки імпульсів керування транзисторами необхідно зменшити залежно від добротності контуру навантаження інвертора. Бібл. 8, рис. 8.

Ключові слова: індукційне нагрівання, транзисторний резонансний інвертор напруги, система фазового автопідлаштування частоти.

Вступ. Для установок індукційного нагрівання широко використовуються високочастотні транзисторні перетворювачі, в тому числі побудовані на основі резонансних інверторів з послідовним резонансним контуром на виході [1]. Для отримання максимальної активної потужності в навантаженні послідовного резонансного контуру необхідно забезпечити зсув між струмом та напругою на виході інвертора, близький до нуля. На практиці потрібно, щоб вихідна напруга інвертора випереджувала струм на невелику порівняно з періодом величину часу. Робота в такому режимі, коли транзистори перемикаються за невеликого струму та індуктивного характеру навантаження, дає змогу зменшити втрати потужності під час їх перемикання. Це підвищує енергоефективність, надійність, зменшує собівартість, дає змогу підвищити частоту перетворювача.

Для забезпечення необхідного фазового зсуву між струмом та напругою на виході інвертора за широкого діапазону зміни параметрів навантаження використовуються системи фазового автопідлаштування частоти (ФАПЧ). Сучасні системи ФАПЧ, побудовані на основі мікроконтролерів чи числових сигнальних процесорів, можуть виконувати деякі обчислювальні операції, що дозволяє регулювати фазовий зсув за зміни параметрів навантаження відповідно до зміни частоти та амплітуди вихідного струму [2–5].

У [5] представлено спосіб ФАПЧ у системах керування резонансним інвертором напруги з модуляцією щільності імпульсів, у якому змінюється час затримки між керуючими імпульсами транзисторів інверторів з урахуванням зміни амплітуди струму на виході інвертора. Для установок індукційного нагрівання є характерним широкий діапазон зміни параметрів навантаження, водночас добротність може змінюватись у діапазоні від 2 до 20 та ширше [6]. За високої добротності форма струму є близькою до синусоїдальної, чому відповідають вирази, наведені в [3, 5]. Розглянемо вплив низької добротності на роботу системи ФАПЧ і розмір похибки, яка виникає в запропонованих системах.

Мета роботи. Дослідження впливу добротності навантаження резонансного інвертора напруги з послідовним резонансним контуром установок індукційного нагрівання на коректність роботи системи ФАПЧ.

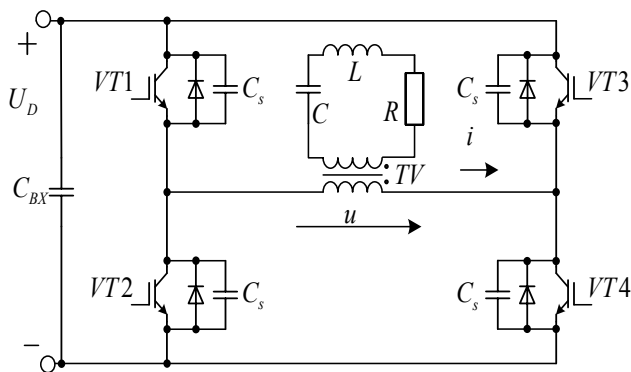


Рис. 1

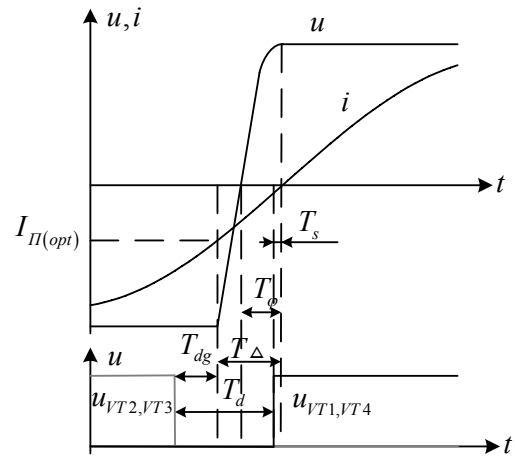


Рис. 2

На рис. 1, 2 зображено схему транзисторного резонансного інвертора з послідовним резонансним контуром на виході та ідеалізовані діаграми роботи на інтервалі перемикання транзисторів у процесі роботи системи ФАПЧ [5].

Для запобігання протіканню наскрізних струмів за перемикання транзисторів верхнього та нижнього плеча інвертора в керуючий сигнал перемикання транзисторів $u_{VT1,VT4}, u_{VT2,VT3}$ вводять час затримки t_d (dead time) між кожною парою сигналів вмикання та вимкнення (рис. 2). Для зменшення динамічних втрат транзистори слід вмикати за малого струму та індуктивного характеру навантаження (у такому разі частота інвертора є вищою за резонансну частоту) так, щоб вмикання другої пари транзисторів відбувалося в момент, коли струм навантаження буде близьким до нуля.

Через транзистори інвертора за високої добротності резонансного контуру протікає струм, близький до синусоїдальної форми. Умова оптимального режиму перемикання (цьому режиму відповідає оптимальний струм перемикання $I_{\Pi(opt)}$, за якого досягаються мінімальні динамічні втрати потужності в транзисторах) виконується, якщо повний перезаряд паразитних ємностей транзистора і снабберних конденсаторів C_s закінчується в момент переходу вихідного струму інвертора через нуль. Час, необхідний для перезаряду паразитних ємностей транзистора T_{Δ} (між початком вимкнення транзистора і переходом струму на виході інвертора через нуль), а також T_d між керуючими імпульсами транзисторів визначаються виразами:

$$T_{\Delta(opt)} = \frac{T}{2\pi} \arccos \left(1 - \frac{4\pi(C_{eff} + C_s)U_D}{I_a T} \right); \quad (1)$$

$$T_d = T_{\Delta(opt)} + T_{dg} - T_s, \quad (2)$$

де I_a , T – амплітуда та період вхідного струму інвертора відповідно, C_s – ємність снабберного конденсатора, C_{eff} – ефективне значення паразитної вихідної ємності транзистора, U_D – напруга на вході транзисторного інвертора, T_{dg} – час затримки між сигналом керування вимкнення транзисторів та початком наростання напруги на виводах колектор-емітер/стік-витік, T_s – час, необхідний для ввімкнення транзисторів [5].

Оптимальний струм перемикання $I_{\Pi(opt)}$ (рис. 2) за умови синусоїдальності струму можна визначити за формулою

$$I_{\Pi(opt)} = I_a \sin \left(\frac{2\pi}{T} T_{\Delta(opt)} \right), \quad (3)$$

де I_a – амплітуда вихідного струму.

За умови, якщо система керування з ФАПЧ використовує вирази (1), (2), враховує зміну частоти, амплітуди вихідного струму, а можливо, і напруги на вході інвертора, забезпечуються оптимальні режими перемикання транзисторів при зміні параметрів навантаження

та напруги живлення. У цьому разі форма вихідного струму вважається синусоїдальною, що справедливо для високої добротності коливального контуру. Розглянемо випадки низької добротності коливального контуру та дослідимо точність визначення $T_{\Delta(opt)}$ та $I_{\Pi(opt)}$. Для цього порівняємо результати розрахунків T_{Δ} та струму перемикавання I_{Π} зі значеннями цих величин для різних добротностей.

Напругу на виході інвертора (за формою меандр з нульовою постійною складовою) можна представити у вигляді суми гармонік

$$u(t) = \sum_{k=1}^{k=\infty} U_{km} \sin(k \omega t), \quad (4)$$

де U_{km} – амплітуда k -ї гармоніки на виході інвертора; ω – частота першої гармоніки.

Миттєве значення вихідного струму інвертора $i(t)$ визначається виразом:

$$i(t) = \sum_{k=1}^{k=\infty} I_{km} \sin(k \omega t - \varphi_k), \quad (5)$$

де амплітуда k -ї гармоніки струму на виході інвертора

$$I_{km} = \frac{4U_D}{k\pi \sqrt{R'^2 + (k\omega L' - \frac{1}{k\omega C'})^2}} = \frac{4U_D}{k\pi R' \sqrt{1 + Q^2 \left(\frac{k\omega}{\omega_0} - \frac{\omega_0}{k\omega} \right)^2}}; \quad (6)$$

кут зсуву фаз між напругою та струмом k -ї гармоніки

$$\varphi_k = \arctg \frac{k\omega L' - \frac{1}{k\omega C'}}{R'} = \arctg \left(Q \left(\frac{k\omega}{\omega_0} - \frac{\omega_0}{k\omega} \right) \right), \quad (7)$$

де R' , L' , C' – відповідно активний опір, індуктивність, ємність навантаження з урахуванням паразитних параметрів трансформатора та з'єднувальних ланцюгів, приведені до первинної обмотки трансформатора, Q – добротність коливального контуру, ω_0 – резонансна частота.

Для першої гармоніки

$$I_{1m} = \frac{4U_D}{\pi R' \sqrt{1 + Q^2 \left(\frac{\omega}{\omega_0} - \frac{\omega_0}{\omega} \right)^2}}, \quad (8)$$

$$\varphi_1 = \arctg \left(Q \left(\frac{\omega}{\omega_0} - \frac{\omega_0}{\omega} \right) \right). \quad (9)$$

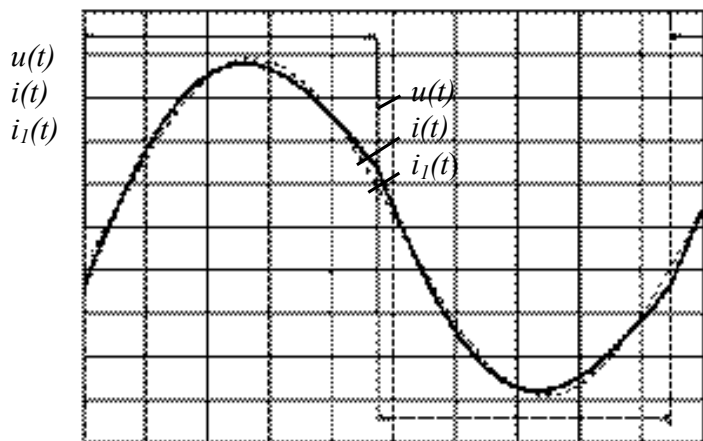


Рис. 3

На рис. 3 наведено діаграми вихідного струму $i(t)$, струму, розрахованого за першою гармонікою $i_l(t)$, та ідеалізованої напруги на виході інвертора $u(t)$ для $Q=2$. Тривалість фронту напруги близька до нуля. З діаграм видно, що $i(t)$ та $i_l(t)$ відрізняються за формою. За високих Q вони практично співпадають. Якщо розрахувати $T_{\Delta(opt)}$ за першою гармонікою, то отримаємо завищене значення I_{Π} , яке не буде оптимальним.

Враховуючи те, що величина $T_{\Delta(opt)}$ є малою порівняно з напівперіо-

дом струму поблизу точки перетину струму нульового рівня, форму струму можна вважати лінійною, а кут її нахилу буде дорівнювати похідній струму [7]. Співвідношення похідних $i'(t)$ та $i'_1(t)$ за різних Q буде визначати коректність знаходження оптимального режиму комутації.

З (5), (6) отримаємо

$$i'(t) = \sum_{k=1}^{k=\infty} \frac{4U_D}{\pi R' \sqrt{1+Q^2 \left(\frac{k\omega}{\omega_0} - \frac{\omega_0}{k\omega} \right)^2}} \omega \cos(k\omega t - \varphi_k), \quad (10)$$

$$i'_1(t) = \frac{4U_D}{\pi R' \sqrt{1+Q^2 \left(\frac{\omega}{\omega_0} - \frac{\omega_0}{\omega} \right)^2}} \omega \cos(\omega t - \varphi_1), \quad (11)$$

$$\frac{i' \left(\frac{\varphi_1}{\omega} \right)}{i'_1 \left(\frac{\varphi_1}{\omega} \right)} = \frac{I_{\Pi}}{I'_{\Pi}} = \sum_{k=1}^{k=\infty} \frac{\sqrt{1+Q^2 \left(\frac{\omega}{\omega_0} - \frac{\omega_0}{\omega} \right)^2}}{\sqrt{1+Q^2 \left(\frac{k\omega}{\omega_0} - \frac{\omega_0}{k\omega} \right)^2}} \cos(k\varphi_1 - \varphi_k). \quad (12)$$

Система ФАПЧ автоматично забезпечує $T_{\Delta(opt)}$, що визначається з (1), не залежить від Q та змінюється з частотою. Оскільки $\varphi_1 = T_{\Delta} \omega$, розклавши функцію $arctg$ в ряд Тейлора 1-го порядку, з (9) отримаємо

$$T_{\Delta} \omega = Q \left(\frac{\omega}{\omega_0} - \frac{\omega_0}{\omega} \right), \quad (13)$$

$$\frac{\omega}{\omega_0} = \sqrt{\frac{Q}{Q - T_{\Delta} \omega_0}}. \quad (14)$$

На рис. 4 наведено залежності спів-

відношення похідних $\frac{i' \left(\frac{\varphi_1}{\omega} \right)}{i'_1 \left(\frac{\varphi_1}{\omega} \right)}$ для моменту

часу перетину струму $i_1(t)$ нульового рівня $t = \varphi_1 / \omega$.

Для прикладу розрахунки проводились для інвертора, побудованого на Ultra fast IGBT модулях SKM100GB125DN, який живиться від випрямленої напруги трифазної мережі живлення 3×380 В. Напруга $U_D = 530$ В, $C = 1,1$ нФ (отримано з експериментальних досліджень), $C_s = 0$, $R' = 28$ Ом, $L' = 1,4$ мГн, $C' = 4,1$ нФ для $Q = 20$, резонансна частота $f_0 = 66,43$ кГц, $T_{\Delta(opt)} = 480$ нс. Залежності рис. 4 справедливі для різних параметрів схеми, максимальне значення співвідношення похідних досягає 130 %.

Для перевірки та уточнення розрахунків з урахуванням фронту перемикання транзисторів проведено моделювання електромагнітних процесів за схемою рис. 1 із засто-

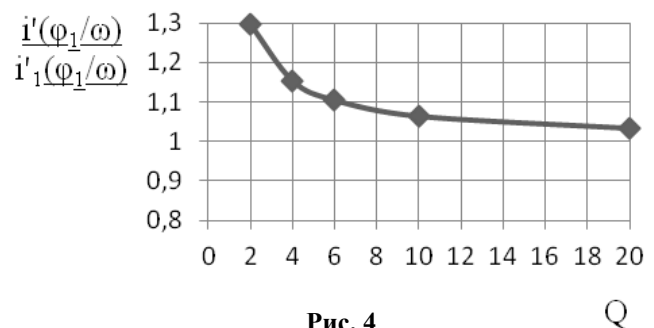


Рис. 4

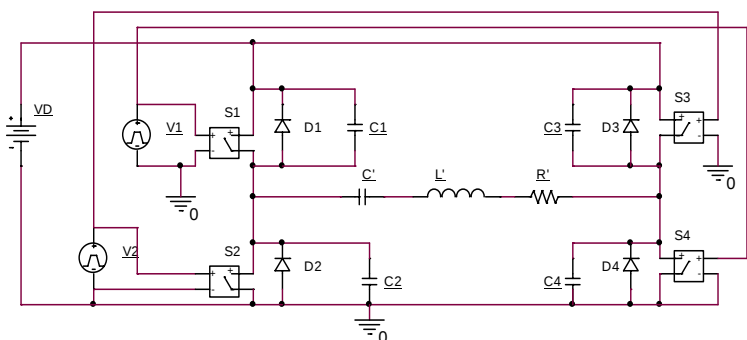


Рис. 5

суванням програмного забезпечення PSpice. На рис. 5 зображено еквівалентну схему перетворювача. Силкові транзистори модулів замінено ідеальними ключами (S1-S4), які керуються від імпульсних джерел напруги V1, V2, параметри яких можна змінювати та забезпечувати необхідні T , T_d та T_d . Моделювання та розрахунки проводились для інвертора, параметри якого зазначено вище. $C1=C2=C3=C4=1,1$ нФ – вихідна ємність транзисторів, яка моделює тривалість фронту перемикавання транзисторів. Q змінювалась за рахунок зміни L' , C' .

На рис. 6 а, б наведено діаграми вихідної напруги та струму інвертора за оптимальних режимів перемикавання транзисторів інвертора для $Q=20$ та $Q=2$ відповідно. Однак з рис. 6 б видно, що режим перемикавання транзисторів за $Q=2$ не відповідає критерію оптимальності, а струм на момент перемикавання вище, ніж за $Q=20$.

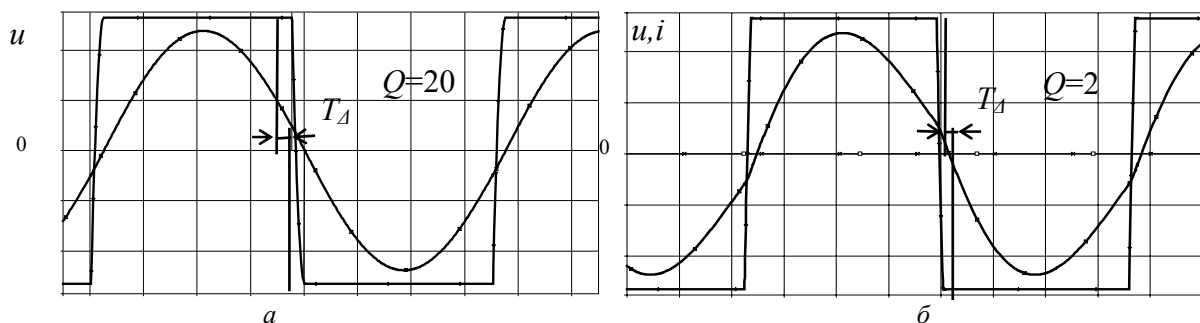


Рис. 6

На практиці оптимальний режим важко забезпечити за широкого діапазону зміни параметрів навантаження, оскільки, окрім зміни частоти та амплітуди струму, може змінюватись величина напруги живлення, є розбіг параметрів елементів, які також залежать від температури. Крім того, у разі регулювання струму за допомогою НЧ імпульсної модуляції спостерігаються пульсації струму [5, 8]. Тому час T_d доцільно збільшити, щоб не допустити режим роботи, коли величина напруги на виході інвертора досягає максимального значення після моменту часу, коли струм змінює свій знак (у цьому режимі значно зростають втрати енергії в ключових елементах інвертора).

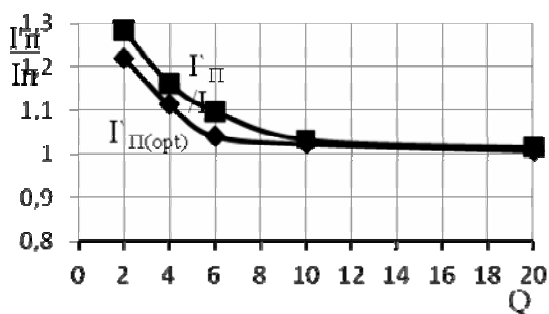


Рис. 7

На рис. 7 зображено залежності струму перемикавання I_{PI} від ідеалізованого (розрахованого для першої гармоніки) струму перемикавання I_{PI} від Q за оптимальних та реальних режимів перемикавання. Видно зростання похибки розрахунку струму перемикавання $I_{PI(opt)}/I_{PI(opt)}$ та I_{PI}/I_{PI} у разі зменшення Q . Ці графіки подібні до тих, що наведено на рис. 4, однак є більш точними завдяки урахуванню тривалості фронту перемикавання транзисторів.

У випадку, коли $Q=2$, спостерігається високе значення похибки розрахунку струму перемикавання. У цьому разі реальний струм перемикавання більший приблизно на 28,2 % для I_{PI} та на 22 % для $I_{PI(opt)}$. А коли добротність висока, наприклад $Q=20$, похибка становить приблизно 1 %.

Таким чином, для забезпечення оптимальних режимів перемикавання за низьких Q необхідно зменшити значення T_d , отримане з (1), помноживши його на коефіцієнт k_Q , який залежить від Q . Тоді значення затримки буде визначатись як

$$T'_d = k_Q T_d. \quad (15)$$

З урахуванням необхідності в оптимальному режимі перемикавання розрядити заряд q , який накопичено в C (у випадку наявності снаберних конденсаторів C та C_s), що дорівнює площі трикутника зі сторонами $I_{PI(opt)}$ та T_d [7],

$$q = 2CU_D = \frac{I_{\Pi(opt)}T_{\Delta}}{2}, \quad (16)$$

знаходимо

$$k_{Q(opt)} = \frac{T'_{\Delta}}{T_{\Delta}} = \sqrt{\frac{I_{\Pi(opt)}}{I'_{\Pi(opt)}}}. \quad (17)$$

Залежності k_Q від Q показано на рис. 8.

Таким чином, адаптивні системи ФАПЧ резонансних інверторів напруги установок індукційного нагрівання, які регулюють фазовий зсув між вихідними напругою та струмом за зміни параметрів навантаження, і в яких приймається вихідний струм синусоїдальним, приносять похибку в розрахунки фазового зсуву за низьких добротностей коливального контуру.

Висновки. Представлено результати досліджень впливу добротності послідовного контуру навантаження резонансного інвертора установок індукційного нагрівання на точність роботи системи ФАПЧ. За низьких добротностей, наприклад, рівних двом, струм перемикавання може збільшитись до 30 % у порівнянні зі струмом перемикавання за високих добротностей, що відповідно збільшує втрати потужності під час перемикавання транзисторів. Для забезпечення оптимальних режимів перемикавання транзисторів час затримки імпульсів керування транзисторами відносно часу перетину струмом нульового рівня необхідно зменшувати залежно від добротності контуру навантаження інвертора.

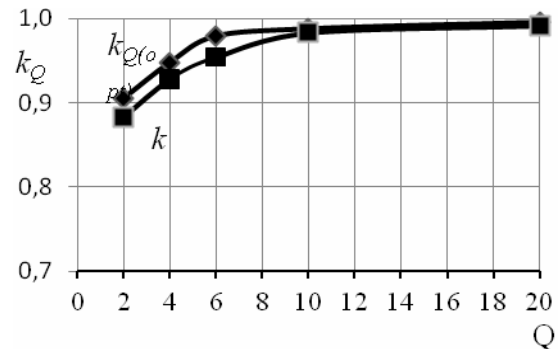


Рис. 8

Фінансується за держбюджетною темою "Розвинути теорію силових високочастотних транзисторних перетворювачів для побудови сучасного енергоефективного технологічного устаткування з урахуванням особливостей різноманітних типів навантаження» (шифр "Частота-2»), що виконується за Постановою Бюро ВФТПЕ від 18.11.14 протокол №16. Державний реєстраційний номер 0115U002580.

1. Lucía O., Maussion P., Dede E.J. Induction heating technology and its applications: past developments, current technology, and future challenges. *IEEE Trans. on Industrial Electronics*. 2014. Vol. 61.5. Pp. 2509–2520.
2. Goldman S. Loop Classifications in Phase-Locked Loops: Engineering Handbook for Integrated Circuits, Norwood, MA 02062: Artech House Publishers. 2007. P. 7.
3. Segura G. M. Induction heating converter's design, control and modeling applied to continuous wire. Ph.D. dissertation, Dept. d'Enginyeria Eléctrica. Univ. Politècnica de Catalunya, Barcelona, Spaine, 2012.
4. Гуцалюк В.Я., Герасименко П.Ю., Слесаревский И.О. Системы фазовой автоподстройки частоты для транзисторных резонансных инверторов напряжения установок индукционного нагрева. *Технічна електродинаміка*. 2015. № 1. С. 37–43.
5. Herasymenko P., Hutsaliuk V., Pavlovskiy V., Yurchenko O. A Software Phase-Locked Loop of Control System of a Series-Resonant Voltage-Source Inverter for Induction Heating Equipment. *Proc. IEEE First Ukraine Conference on Electrical and Computer Engineering*. Kiev. May-Jun. 2017. Pp. 384–389.
6. Беркович Е.И., Ивенский Г.В., Иоффе Ю.С. и др. Тиристорные преобразователи высокой частоты. Л.: Энергия. 1973. 200 с.
7. Тихомиров И.С., Васильев А.С., Патанов Д.А. Адаптивный алгоритм самовозбуждения транзисторного инвертора напряжения в установках индукционного нагрева. *Журнал научных публикаций аспирантов и докторантов*. 2008. № 3. С. 188–192.
8. Fujita H., Akagi H. Pulse-density-modulated power control of a 4 kW, 450 kHz voltage-source inverter for induction melting application. *IEEE Trans. Ind. Appl.* 1996. Vol. 32, No 2. Pp. 279–286.

УДК 621.314

СИСТЕМЫ ФАЗОВОЙ АУТОПОДСТРОЙКИ ЧАСТОТЫ РЕЗОНАНСНЫХ ИНВЕРТОРОВ УСТАНОВОК ИНДУКЦИОННОГО НАГРЕВА ПРИ НИЗКОЙ ДОБРОТНОСТИ КОЛЕБАТЕЛЬНОГО КОНТУРА

В.Я. Гуцалюк, канд. техн. наук, И.С. Зубков

Институт электродинамики НАН Украины,
пр. Победы, 56, Киев, 03057, Украина

Системы фазовой автоподстройки частоты (ФАПЧ) в схемах управления резонансных инверторов напряжения установок высокочастотного индукционного нагрева используются для получения максимальной активной мощности в нагрузке и минимальных потерь энергии в транзисторах преобразователя при широком диапазоне изменения параметров нагрузки. Представлены результаты исследования влияния добротности последовательного резонансного контура нагрузки инвертора напряжения установок индукционного нагрева на точность работы системы ФАПЧ. При низких добротностях, например, равных 2, ток переключения может увеличиться до 30% по сравнению с током переключения при высоких добротностях, что соответственно увеличивает потери мощности при переключении транзисторов. Для обеспечения оптимальных режимов переключения транзисторов время задержки импульсов управления транзисторами необходимо уменьшить в зависимости от добротности контура нагрузки инвертора. Библ. 8, рис. 8.

Ключевые слова: индукционный нагрев, транзисторный резонансный инвертор напряжения, система фазовой автоподстройки частоты.

PHASE-LOCKED LOOP SYSTEMS OF RESONANT INVERTERS FOR INDUCTION HEATING INSTALLATIONS UNDER LOW Q-FACTOR OF THE OSCILLATORY CIRCUIT

V.YA. Hutsaliuk, I.S. Zubkov

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

Phase-locked loop (PLL) systems in control circuits of resonant voltage inverters of high-frequency induction heating installations are used for getting the maximal active power in the load and minimal power losses in converter transistors under a wide range of load settings. In the paper, it is shown study results of the Q -factor influence of the voltage inverter's load series resonant circuit of the induction heating installations on the accuracy of the PLL system. Under low values of the Q -factor, which is, for instance, equal 2, switching current may increase up to 30 % in comparison to that under high Q -factors; this, respectively, increases power losses under transistors switching. To provide optimal modes of their switching it is necessary to lower the transistor control pulse delay time depending on the Q -factor of the inverter load circuit. References 8, figures 8.

Key words: induction heating, transistor resonant voltage inverter, phase-locked loop (PLL) system.

1. Lucía O., Maussion P., Dede E.J. Induction heating technology and its applications: past developments, current technology, and future challenges. *IEEE Trans. on Industrial Electronics*. 2014. Vol. 61.5. Pp. 2509–2520.
2. Goldman S. Loop Classifications in Phase-Locked Loops: Engineering Handbook for Integrated Circuits, Norwood, MA 02062: Artech House Publishers, 2007. P. 7.
3. Segura G.M. Induction heating converter's design, control and modeling applied to continuous wire. Ph.D. dissertation, Dept. d'Enginyeria Eléctrica, Univ. Politècnica de Catalunya, Barcelona, Spaine, 2012.
4. Hutsaliuk V.Ya., Herasymenko P.Yu., Sliesarevskiy I.O. Phase-locked loop systems voltage resonant transistor converter induction heating equipment. *Tekhnichna Elektrodynamika*. 2016. No 1. Pp. 37–43. (Rus)
5. Herasymenko P., Hutsaliuk V., Pavlovskiy V., Yurchenko O. A Software Phase-Locked Loop of Control System of a Series-Resonant Voltage-Source Inverter for Induction Heating Equipment. Proc. *IEEE First Ukraine Conference on Electrical and Computer Engineering*. Kiev. May-Jun. 2017. Pp. 384–389.
6. Berkovich E.I., Ivenskii G.V., Yoffe Yu.S., Matchak A.T., Morgun V.V. High frequency thyristor converters. Leningrad: Energiia, 1973. 200 p. (Rus)
7. Tikhomirov I.S., Vasil'ev A.S., Patanov D.A. Adaptive self-excitation algorithm for transistor voltage inverter in induction heating equipment. *Zhurnal nauchnykh publikacij aspirantov i doktorantov*. 2008. No 5. Pp. 188–192. (Rus)
8. Fujita H., Akagi H. Pulse-density-modulated power control of a 4 kW, 450 kHz voltage-source inverter for induction melting application. *IEEE Trans. Ind. Appl.* 1996. Vol. 32. No 2. Pp. 279–286.

Надійшла 19.09.2019

Received 19.09.2019

УДК 621.316

DOI: <https://doi.org/10.15407/publishing2019.54.095>

НАПІВПРОВІДНИКОВИЙ РЕГУЛЯТОР ДЛЯ КЕРУВАННЯ РЕЖИМАМИ МЕРЕЖІ В РАЗІ ПРЯМОГО ЗАПУСКУ АСИНХРОННИХ ДВИГУНІВ ЗІСТАВНОЇ ПОТУЖНОСТІ

О.І. Чиженко*, докт. техн. наук, **О.Б. Рибіна**, канд. техн. наук, **І.В. Трач****, канд. техн. наук
Інститут електродинаміки НАН України,
пр. Перемоги, 56, Київ, 03057, Україна
e-mail: trachi@ied.org.ua

Розглянуто модифікацію схемотехнічного рішення напівпровідникового регулятора на базі тиристорного регульованого компенсатора, призначеного для коригування перехідних процесів у електричній мережі, які виникають внаслідок запуску від неї асинхронних двигунів зіставної з мережею потужності. Наведено математичну модель для розрахунку електромагнітних перехідних процесів, застосування якої дає змогу оцінити ефективність розроблених пристроїв у розподільних електричних мережах. У режимі пуску асинхронної машини з використанням тиристорного регульованого компенсатора досягається зменшення струму електричної мережі. Показано покращення керування режимами електричної мережі за допомогою запропонованої модифікації тиристорного регульованого компенсатора, який у своєму складі має косинусну конденсаторну батарею та не містить пасивні фільтри вищих гармонік. Бібл. 6, рис. 5.

Ключові слова: електрична мережа, перехідний процес, пускові струми, прямий пуск асинхронного двигуна, тиристорний регульований компенсатор, якість електроенергії.

У електричних мережах актуальною залишається проблема прямого запуску електро-механічного обладнання зіставної з мережею потужності. Ця проблема є складовою задачею покращення керування режимами електричної мережі обмеженої потужності в роботі з асинхронними двигунами (АД). Прямий пуск є важливим для обладнання, яке технологічно потребує високої швидкодії. Це, наприклад, стосується об'єктів швидкого реагування спеціального призначення, запуску потужних резервних живлячих насосів атомних та теплових електростанцій тощо. Прямий пуск АД, які входять до складу електромеханічного навантаження, супроводжується пусковими струмами, що можуть до 7 разів перевищувати їхні номінальні струми. Тому за умов, коли з питань безпеки немає змоги скласти попередній графік запуску обладнання зі зсувом у часі (наприклад, живлячі насоси АЕС і ТЕС), внаслідок чого пуск електродвигунів може збігатися у часі, їхні пускові струми, які в такому випадку додаються, здатні перевантажити мережу та погіршити режими її роботи й тим самим нанести шкоду електричному обладнанню. Надструми в разі прямого пуску АД створюють значні втрати напруги в елементах мережі та розподільчому трансформаторі. У результаті електрична мережа та її навантаження можуть функціонувати в нештатних режимах.

У [1] запропоновано вирішувати цю проблему встановленням напівпровідникового регулятора на основі тиристорного регульованого компенсатора (ТРК) реактивної потужності з відсічними діодами та наведено переваги такого схемотехнічного рішення порівняно з альтернативними варіантами. У запропонованому схемотехнічному рішенні ємнісний струм ТРК, який плавно регулюється в заданих межах зміною кута управління тиристорами, компенсує реактивну складову пускового струму АД, що призводить до зменшення рівня навантаження електричної мережі. У момент запуску АД ТРК зменшує на 40 % ударне значення пускового струму АД та за декілька періодів після ударного більш ніж на 50 % – квазісталого пускового струму. Це суттєво для покращення керування режимами електричної мережі, оскільки для АД тривалість квазісталого пускового струму є досить значною, зокрема, для АД потужністю 110 кВт вона складає до 0,4 с.

Для ефективної реалізації запропонованого підходу необхідно розв'язати задачу вибору та розрахунку оптимального складу фільтрів вищих гармонік (ФВГ). У процесі регулювання ТРК створює в електричній мережі вищі гармоніки струму зі значеннями амплітуд, прямо пропорційними потужності ТРК. Один зі способів забезпечення належної електромаг-

нітної сумісності ТРК з електричною мережею та підтримки якості струму у відповідності до міжнародних стандартів полягає у встановленні між пристроєм та електричною мережею комплексу ФВГ. Для вирішення задачі фільтрації вищих гармонік застосовують пасивні фільтри, особливістю яких є генерування ємнісної реактивної потужності [2–4].

Більш ефективний спосіб вирішення проблеми – доповнення схеми ТРК силовою косинусною конденсаторною батареєю (CB). Відповідно до наведеної на рис. 1 схеми частину реактивної потужності генерує CB. У такому разі CB відфільтровує вищі гармоніки, що дає змогу суттєво зменшити вимоги до потужності ФВГ чи взагалі відмовитись від засобів фільтрування вищих гармонік.

На рис. 1 зображено: Tr – погоджувальний трансформатор; CB – силова конденсаторна батарея; C_{Δ} – ємність конденсатора в стороні трикутника CB; B – тиристорно-діодний міст; T1–T6 – тиристори; D1–D6 – відсічні діоди; C – комутаційні конденсатори ємністю C; L_d – дросель у колі випрямленого струму моста з індуктивністю L_d і активним опором r_d .

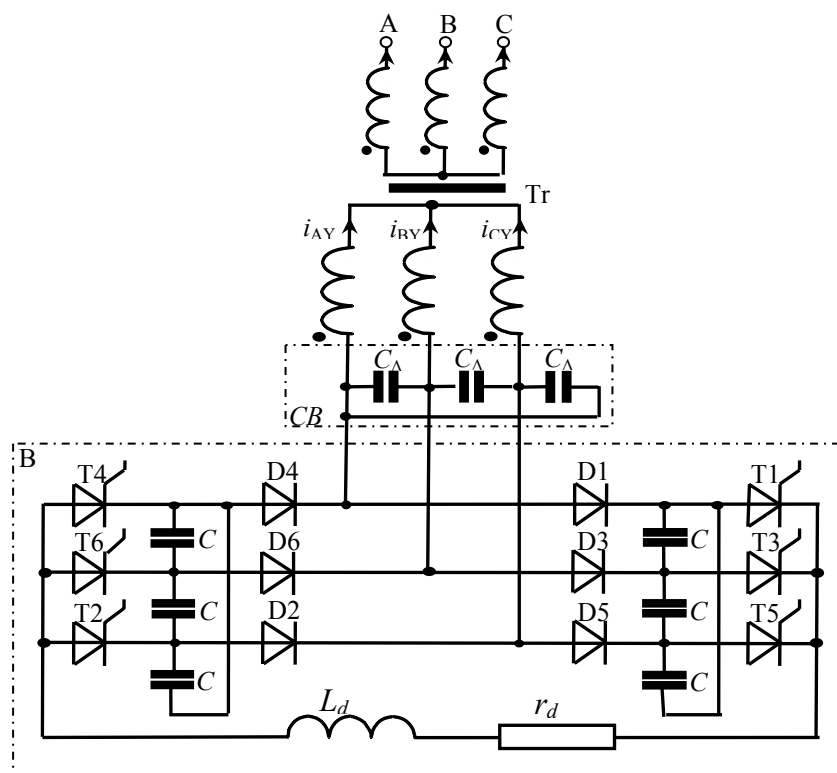


Рис. 1

Використані в наведеній схемі тиристори здатні короткочасно витримувати значні (до 10-ти разів) перенавантаження. Тому в межах допустимого часу $t_{\text{доп}}$, регламентованого виробниками, реактивна складова ударного пускового струму АД проходить через тиристори без шкоди для пристрою, а в подальшому ТРК функціонує в штатному режимі з номінальними для тиристорів струмами.

У свою чергу CB генерує частину необхідної реактивної потужності (позначимо її через Q_{CB}) без спотворень форми вхідного струму. Таким чином, у цій модифікації ТРК реактивна потужність Q_B , яка генерується безпосередньо тиристорно-діодним мостом B, може бути зменшена до величини, яка визначається співвідношенням $Q_B = Q_{\text{ТРК}} - Q_{CB}$, де $Q_{\text{ТРК}}$ – реактивна потужність на первинній обмотці Tr, тобто всього ТРК у цілому. Вочевидь у такому разі зменшуються й амплітуди вищих гармонік, які ТРК генерує в мережу, що послаблює негативний вплив пристрою на якість електроенергії. Крім того, конденсаторна батарея CB значної ємності завдяки фільтрувальним властивостям додатково відфільтровує суттєву частину вищих гармонік струму. Тому, за умови оптимального вибору ємності CB, є змога суттєво зменшити необхідну потужність ФВГ і в окремих випадках взагалі відмовитися від засобів фільтрації.

Мета роботи: дослідити показники перехідного процесу в мережі з встановленим у ній модифікованим ТРК, який виникає під час запуску асинхронного двигуна зіставної з мережею потужності з метою оцінки ефективності запропонованого схемотехнічного рішення.

Для вирішення поставленої мети в середовищі MATLAB R2014a Simulink було створено модель і програму розрахунку перехідних електромагнітних процесів у електричній мережі з напівпровідниковим регулятором. Електрична мережа в цій моделі подається джерелом живлення, представленим на схемі емулятором ЕРС і комбінованим споживачем із ста-

тичним $r_n - L_n$ та електромеханічним навантаженням з близьким до граничної потужності мережі значенням. Структуру моделі електричної мережі з напівпровідниковим регулятором та електромеханічним навантаженням наведено на схемі рис. 2.

На рис. 2 ЕРС – трифазна система електрорушійних сил на вході електричної мережі з діючим значенням $E = 220$ В і частотою $f = 50$ Гц. Лінія електропередачі ЛЕП подана параметрами $z_{\text{мер}} = z_{\text{ЛЕП+ТРМ}} = 0,0696$ Ом, $x_{\text{ЛЕП+ТРМ}} = \omega L_{\text{ЛЕП+ТРМ}} = 0,0674$ Ом ($\omega = 2\pi f$), $r_{\text{ЛЕП+ТРМ}} = 0,0172$ Ом. Окрім

параметрів схеми заміщення ЛЕП, цим елементом враховується розподільний трансформатор мережі (ТРМ) потужністю 250 МВА, 110/0,4 кВ, $u_{\text{кз}} = 0,06$, $P_{\text{кз}} = 3,7$ кВт. Потужність короткого замикання мережі в точці загального приєднання задана значенням $S_{\text{меркз}} = 2,0715$ МВА.

Активно-індуктивне навантаження мережі Н моделюється трифазною симетричною групою «зірка» з поданням кожної фази активним опором $r_n = 1,21$ Ом та реактивним опором $x_n = \omega L_n = 1,61$ Ом ($L_n = 5,1$ мГн) потужності навантаження $S_n = 150$ кВА з активною складовою $P_n = 120$ кВт та реактивною складовою $Q_n = 90$ кВАр. Тут і далі реактивні потужності елементів системи рис. 2 розглядаються виключно на основній (першій) гармоніці, тобто на частоті живлячої мережі. Електромеханічна складова вузлового комплексного навантаження мережі подається в моделі асинхронною машиною АД потужністю 110 кВт (номінальний струм $I_{\text{АМН}} = 205,8$ А, $\cos\phi = 0,89$, $\eta = 0,91$).

Пристрій ТРК моделюється наведеною на рис. 1 схемою, де ємність комутаційних конденсаторів $C = 10$ мкФ. Дросель у колах випрямленого струму має індуктивність $L_d = 9,4$ мГн, а його активний опір $r_d = 0,0016$ Ом.

Активні опори відкритих вентилів є такими: для тиристорів $r_T = 1 \cdot 10^{-4}$ Ом та діодів $r_D = 1 \cdot 10^{-4}$ Ом. Коефіцієнт трансформації погоджувального трансформатора Тг приймаємо $n_{Tr} = 1$.

У розрахунковій схемі також враховано пускач АД (П на рис. 2), який підключає АД до мережі в момент $t_{\text{АМ}} = 0,14$ с від нуля поточної часової координати t , та початкове значення електромагнітного моменту (ПЕМ на рис. 2).

Математичну модель АД у перехідному (пусковому) режимі складено за методикою, викладеною в роботі [5]. Перехідний процес завершується, коли АД набирає номінальних обертів. У розрахунковій моделі цей момент фіксується за допомогою вимірювача швидкості ВШ. У цьому разі початкове значення електромагнітного моменту задається в блоці ПЕМ.

За відсутності ФВГ належна якість вхідного струму ТРК досягається за допомогою великих значень ємності C_Δ . Конденсаторна батарея СВ має два ступені (секції) $C_\Delta = C_{\Delta 1} + C_{\Delta 2}$. Перший ступінь постійно підключений до мережі та має ємність $C_{\Delta 1} = 400$ мкФ, необхідну для компенсації реактивної потужності в мережі за сталого режиму живлення виключно тільки $r_n - L_n$ навантаження (надалі – сталий режим № 1). Другий ступінь з ємністю $C_{\Delta 2} = 2600$ мкФ підключається до мережі лише в момент запуску АД $t = t_{\text{АМ}} - 0,001$ с та відключається від неї (повністю чи частково) після закінчення перехідного процесу, тобто при вході моделі в сталий режим з номінальними обертами валу АД і номінальним його струмом (далі – сталий режим № 2).

У момент часу $t_{\text{форТРК}} = 0,1$ с у моделі здійснюється форсована (стрибкоподібна) зміна кута управління тиристорами ТРК α (кут α відміряється від точок перетину синусоїд ЕРС)

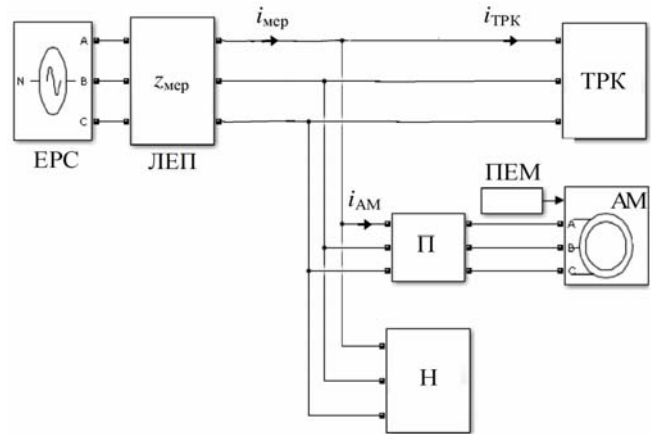


Рис. 2

до максимального доцільного його значення $\alpha_{\text{фор}} = -83$ ел.град з метою форсованого збільшення величини ємнісного струму ТРК з упередженням запуску АД (тобто $t_{\text{форТРК}} < t_{\text{АМ}}$). Упереджене форсування потужності ТРК реалізовано з метою максимальної компенсації реактивної складової ударного значення пускового струму АД. Дійсно, у колі ТРК ємнісний струм наростає не миттєво, а з деякою сталою часу $\tau_{\text{ТРК}}$, яка визначається параметрами кола ТРК: $\tau_{\text{ТРК}} = L_{\text{еквТРК}} / r_{\text{еквТРК}} \approx \tau_d = L_d / r_d$, де $L_{\text{еквТРК}}$ – еквівалентна індуктивність кола ТРК, а $r_{\text{еквТРК}}$ – еквівалентний активний опір кола ТРК.

Величина параметра τ_d визначає вибір різниці $\Delta t_{\text{фор}} = t_{\text{АМ}} - t_{\text{форТРК}}$, яка, у свою чергу, безпосередньо впливає на величину, до якої в моделі рис. 2 встигає зрости ємнісний струм ТРК від моменту $t_{\text{форТРК}}$ до моменту $t_{\text{АМ}}$. Таким чином, значення $\Delta t_{\text{фор}}$ визначає рівень компенсації ємнісним струмом ТРК у момент $t_{\text{АМ}}$ індуктивної складової ударного пускового струму. У розрахунках прийнято $\Delta t_{\text{фор}} = 0,14 - 0,1 = 0,04$ с.

На інтервалі $0 \leq t \leq t_{\text{форТРК}}$ має місце сталий режим № 1 електричної мережі, коли на-

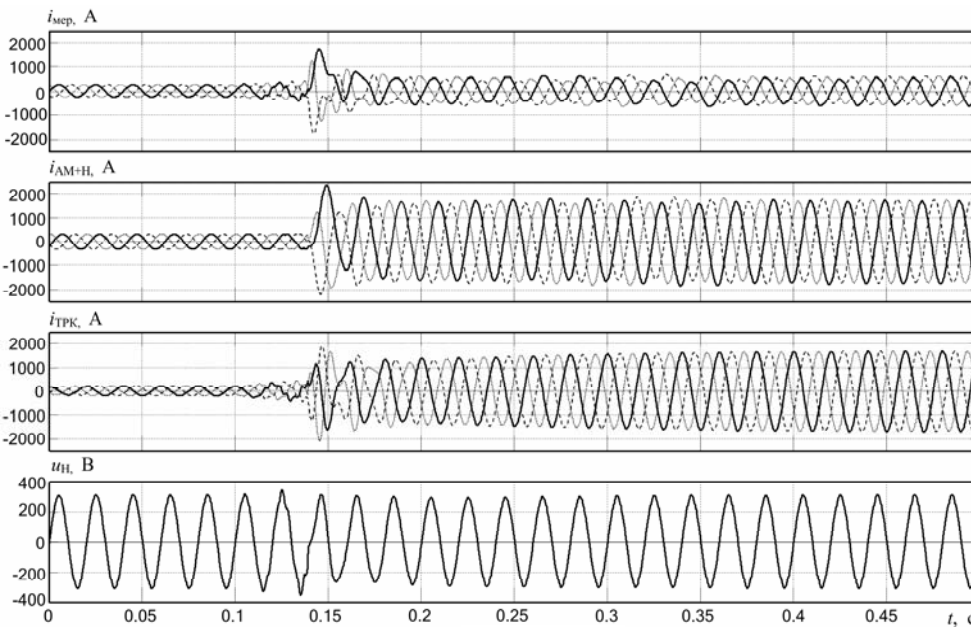


Рис. 3

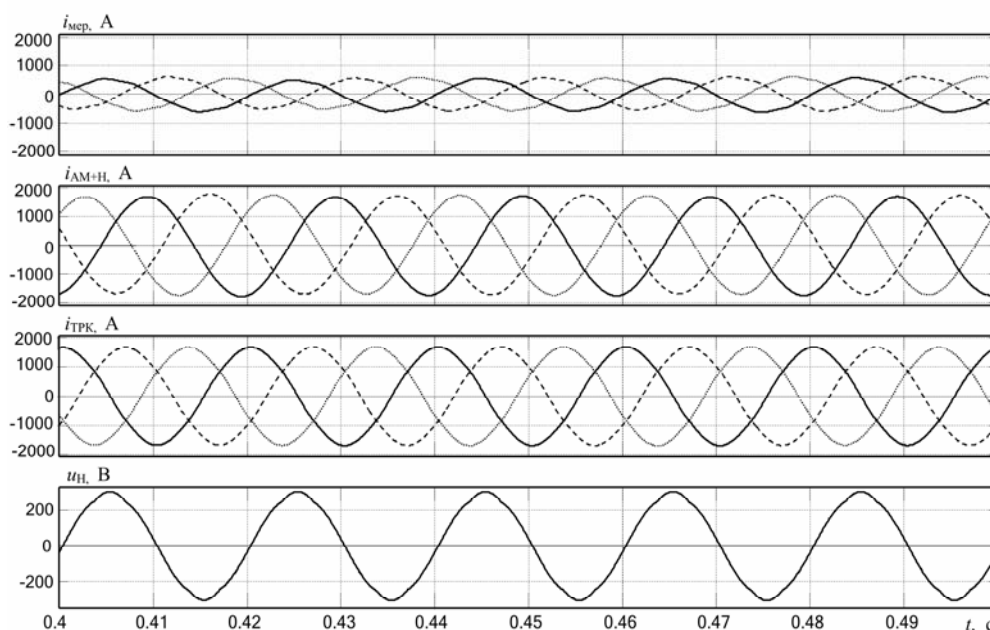


Рис. 4

вантаження H визначається виключно складовою $r_H - L_H$. На інтервалі $0 \leq t \leq t_{\text{форТРК}}$ повна компенсація реактивної потужності, яка споживається навантаженням H , досягається відповідним підбором значень ємності $C_{\Delta 1}$ у стороні трикутника конденсаторної батареї CB та відповідного цьому режиму значення кута управління $\alpha = \alpha_{\text{стал1}} = -94,3$ ел.град.

На інтервалі $t_{\text{форТРК}} \leq t \leq t_{\text{АМ}}$ відбувається збільшення потужності ТРК від потужності за стало-го режиму № 1 до максимальної, яку він за обраних параметрів елементів може досягти до моменту $t_{\text{АМ}}$ запуску АД.

У той же час чисельне значення різниці $\Delta t_{\text{фор}}$ обмежується з метою недопущення в електричній мережі надструмів, які можуть виникнути внаслідок форсованого збільшення реактивної потужності ТРК. Тому оптимальний вибір параметра $\Delta t_{\text{фор}}$ суттєво впливає на режими електричної мережі і повинен розглядатись як окрема задача.

На рис. 3 наведено побудовані часові діаграми струмів ($i_{\text{мер}}, i_{\text{АМ+Н}}, i_{\text{ТРК}}$) і напруги ($u_{\text{Н}}$), які відображають перехідний режим у мережі внаслідок запуску АД, де $i_{\text{мер}}$ – миттєве значення фазного струму мережі в точці підключення Н, АД, ТРК і СВ (струм фази А – жирна неперервна лінія, інші фази – розривні лінії); $i_{\text{АМ+Н}} = i_{\text{АМ}} + i_{\text{Н}}$, де $i_{\text{АМ}}$ – миттєве значення пускового фазного струму АД, $i_{\text{Н}}$ – миттєве значення фазного струму навантаженням Н (таким чином, $i_{\text{АД+Н}}$ – сумарний фазний струм вузлового комплексного навантаження (ВКН) мережі: для фази А – жирна неперервна лінія, для інших фаз – розривні лінії); $i_{\text{ТРК}} = i_{\text{Bridg}} + i_{\text{СД}}$, де i_{Bridg} – миттєве значення фазного струму на виході тиристорно-діодного мосту, $i_{\text{СД}}$ – миттєве значення фазного струму конденсаторної батареї СВ, $i_{\text{ТРК}}$ – миттєве значення фазного струму на вході моделі ТРК: для фази А – жирна неперервна лінія, для інших фаз – розривні лінії; $u_{\text{Н}}$ – миттєве значення фазної напруги (фази А) в точці підключення до мережі вузлового комплексного навантаження.

На рис. 4 деталізовано останні п'ять періодів наведеної на рис. 3 діаграми, які ілюструють зміну перехідних струмів $i_{\text{мер}}, i_{\text{АМ+Н}}, i_{\text{ТРК}}$ та напруги $u_{\text{Н}}$ в умовах квазісталого режиму перехідного процесу. Видно, що квазісталий режим характеризується відносно незначними змінами амплітуд перехідних струмів і напруги, які в такому режимі можна вважати умовно сталими і розраховувати визначені виключно для сталих періодичних режимів умовні діючі значення, умовні амплітуди гармонічних складових (тобто їх умовний гармонічний склад), умовні потужності та умовні коефіцієнти спотворення і гармонік.

За результатами розрахунків визначено найбільш важливі характеристики перехідного режиму електричної мережі в разі пуску від неї АД потужністю 110 кВт:

– максимальне ударне значення струму ВКН внаслідок пуску АД (має місце у фазі А при значенні поточної часової координати $t = t_{\text{уд}} = 0,1491$ с): $i_{\text{АМ+Н уд}} = 2360$ А;

– значення миттєвого струму ТРК у фазі А в момент $t = t_{\text{уд}} = 0,1491$ с: $i_{\text{ТРК уд}} = 1561$ А;

– максимальне значення струму мережі в режимі запуску АД (має місце у фазі А при значенні поточної часової координати $t = t_{\text{мер max}} = 0,1451$ с): $i_{\text{мер max}} = 1760$ А;

– значення миттєвого струму ТРК у фазі А при $t = t_{\text{мер max}} = 0,1451$ с: $i_{\text{ТРК}}(0,1451) = 770$ А;

– значення миттєвого струму ТРК у фазі А в момент $t = t_{\text{фор ТРК}} = 0,1$ с: $i_{\text{ТРК}}(0,1) = 190$ А;

– мінімальне значення амплітуди $U_{\text{мн}}$ фазної напруги $u_{\text{Н}}$ (у фазі А в момент часу $t = t_{U_{\text{мн min}}} = 0,2052$ с) у режимі запуску АД: $U_{\text{мн min}} = 290$ В;

– максимальне значення просідання амплітуди фазної напруги $u_{\text{Н}}$: $\Delta U_{\text{мн max}} = \sqrt{2} \cdot 220$ В – -290 В = 21 В, тобто $\Delta U_{\text{мн max}}\% = 6,75\%$ від $U_{\text{мн ст}} = \sqrt{2} \cdot 220$ В (сталого режиму);

– довжина інтервалу просідання (в межах від 1,5 до 6,75 %) амплітуди напруги $u_{\text{Н}}$: $\Delta_{\text{прос}} = 0,25$ с, тобто складає 12,5 періоду напруги електричної мережі;

– максимальне збільшення амплітуди фазної напруги $u_{\text{Н}}$ у режимі запуску АД: $U_{\text{мн max}} = 350$ В – $\sqrt{2} \cdot 220$ В = 39 В, тобто $U_{\text{мн max}}\% = 12,5\%$, від $U_{\text{мн ст}} = \sqrt{2} \cdot 220$ В;

– довжина інтервалу, на якому спостерігається перевищення амплітуди номінального значення напруги: $\Delta_{\text{переб}} = 0,011$ с, тобто приблизно 0,5 періоду.

Через деякий час після ударного пускового струму встановлюється так званий квазісталий режим пускових струмів на час 0,35 с (тобто $\Delta_{\text{квазі}} = 0,35$ с) для АД потужністю 110 кВт.

У цьому режимі амплітуда пускового струму $I_{mAM+H\text{квazi}}$ коливається у вузьких межах. Якщо для струму i_{AD+H} прийняти величину таких коливань $\Delta I_{mAM+H\text{квazi}} = I_{mAM+H\text{maxквazi}} - I_{mAM+H\text{minквazi}} = 200 \text{ А}$ (різниця між найбільшою та найменшою амплітудами пускового струму в квазісталому режимі), то квазісталий режим (див. рис. 3) починається в момент $t = t_{\text{квazi}} = 0,1892 \text{ с}$ при значеннях струму 1600 А . Середнє значення амплітуди квазісталого струму в разі таких припущень становить $I_{mAM+H\text{квazi сер}} = 1675 \text{ А}$, тобто $I_{mAM+H\text{квazi}} = 1675 \pm 100 \text{ А}$. За цих обставин максимальне значення амплітуди квазісталого струму в електричній мережі становить $I_{m\text{мер квazi max}} \approx 660 \text{ А}$.

Наступний часовий проміжок перехідного процесу характеризується затуханнями коливань амплітуд квазісталих струму $\Delta I_{m\text{квazi}}$ та напруги $\Delta U_{mH\text{квazi}}$ (рис. 4).

На діаграмі рис. 3 значення амплітуди струму ТРК $I_{m\text{ТРК}}$ збільшується експоненціально і в момент $t = t_{\text{ТРК max}} = 0,46 \text{ с}$ досягає свого максимального значення $I_{m\text{ТРК max}} = 1684 \text{ А}$. Величина $I_{m\text{ТРК}}$ може зростати і далі за умови, що кут управління α відмірюється від перетину синусоїд напруги фаз мережі в точці приєднання ВКН (тобто Н, АД і ТРК). Проте значення кута α в розрахунковій моделі вимірюється від перетину синусоїд ЕРС на вході мережі. Тому, внаслідок зростання струму та спричиненого цим падіння напруги на опорах мережі, фазні напруги мережі в точці підключення ВКН зміщуються за фазою відносно відповідних фазних ЕРС на вході мережі. Таким чином, належні кути α , вимірювані від відповідних перетинів напруги u_H (фаз А, В і С), зменшуються, що призводить до зменшення величини $I_{m\text{ТРК}}$ при $t > t_{\text{ТРК max}}$. Такий своєрідний зворотній зв'язок в розрахунках перехідних процесів у електричній мережі дав змогу уникнути потреби в зменшенні кутів управління α у разі зменшення величини $I_{mAM+H\text{квazi сер}}$. За необхідності моделювання перехідних процесів у часових інтервалах $t > 0,5 \text{ с}$ значення кутів управління α необхідно відповідно зкоригувати. З рис. 4 видно, що наприкінці квазісталого режиму перша гармоніка струму мережі $i_{(1)\text{мер}}$ практично співпадає за фазою з напругою u_H (точніше, з її першою гармонікою $u_{(1)H}$ – з огляду на практично абсолютну симетрію кривої u_H (див. останню діаграму рис. 4), u_H та $u_{(1)H}$ повністю співпадають за фазами), тобто струм $i_{\text{мер}}$ – є суто активним. Це свідчить про те, що ТРК повністю компенсував у мережі як реактивну складову $i_{(1)\text{рAM}}$ першої гармоніки пускового струму АД, так і реактивну складову $i_{(1)\text{рH}}$ першої гармоніки струму навантаження Н, тобто для діаграм рис. 4 виконується $i_{(1)\text{рТРК}} \approx i_{(1)\text{рAM}} + i_{(1)\text{рH}}$.

Для оцінки якості струму $i_{\text{мер}}$ та напруги електричної мережі в точці підключення навантаження u_H для п'яти періодів (рис. 4) розрахуємо умовні інтегральні характеристики, а саме умовні коефіцієнти спотворення струму $v_{i\text{ум}}$ і напруги $v_{u\text{ум}}$ та умовні коефіцієнти гармонік струму $K_{Gi\text{ум}}$ і напруги $K_{Gu\text{ум}}$. Нижній індекс «ум» у позначеннях коефіцієнтів вказує на те, що ці величини – умовні, тобто визначаються не для сталих струмів і напруги, а для квазісталих. Отже, маємо: $v_{i\text{ум}} = 0,9995$, $v_{u\text{ум}} = 0,9998$, $K_{Gi\text{ум}} = 3,5 \%$, $K_{Gu\text{ум}} = 2,17 \%$ при $0,4 \text{ с} \leq t \leq 0,5 \text{ с}$.

Таким чином, на інтервалі $0,4 \text{ с} \leq t \leq 0,5 \text{ с}$ така характеристика якості електроенергії, як сумарний коефіцієнт гармонічних спотворень напруги, задовольняє міжнародний стандарт якості електроенергії [6], який для електричної мережі $0,38 \text{ кВ}$ складає 8% .

З розрахунків і діаграм рис. 3 випливає, що використання в мережі ТРК за схемою рис. 1 дає змогу зменшити в разі запуску АД:

1) ударне значення надструму з 2360 А (яке має місце за відсутності в мережі ТРК) до значення 1760 А (яке він приймає в моделі рис. 2 у разі наявності в мережі ТРК), тобто в $K_{уд} = i_{AM+N_{уд}} / i_{мер max} = 2360 \text{ А} / 1760 \text{ А} = 1,34$ раза, чи (що теж саме) зменшити на $\Delta_{уд} = ((K_{уд} - 1) / K_{уд}) \times 100 \% = 25,34 \% ;$

2) значення квазісталої струму – у $K_{квазі} = I_{m \text{ AM+N}_{квазі}} / I_{m \text{ мер}_{квазі max}} = 1775 \text{ А} / 660 \text{ А} = 2,69$ раза, тобто зменшити на $\Delta_{квазі} = ((K_{квазі} - 1) / K_{квазі}) 100 \% = 62,8 \% .$

За такої умови враховується, що за відсутності в моделі рис. 2 ТРК $i_{мер max} = i_{AM+N_{уд}}$ та $i_{мер квазі} = i_{AM+N_{квазі}} .$

Розглянемо вимоги до швидкодії тиристорів, дотримання яких забезпечить ефективну реалізацію наведеного в статті рішення. На часовій діаграмі напруги (рис. 5) на замкненому тиристорі Т1 показано, що довжина ділянки замкнення тиристора за напругою становить $\Delta t_{від}^0 = 16,7$ мкс. Таким чином, у ТРК мають застосовуватись швидкодіючі тиристори з $\tau_q < 16,7$ мкс чи $\tau_q < 8,35$ мкс (з подвійним запасом). Наведені вимоги задовольняють, наприклад, тиристори 5STF06D1408.

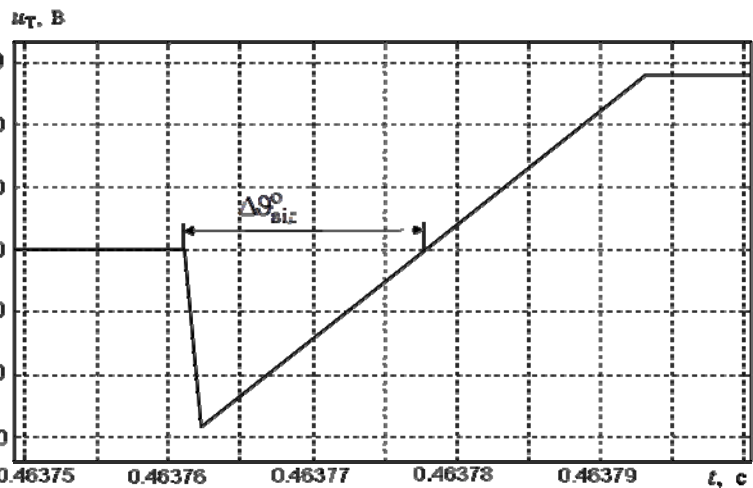


Рис. 5

Висновки. Виконані з використанням складеної моделі й розробленої програми розрахунків дослідження довели можливість ефективного застосування в електричній мережі з електромеханічним навантаженням запропонованого схемотехнічного рішення напівпровідникового регулятора на базі модифікованого ТРК для полегшення важких перехідних процесів у мережі в разі запуску АД зіставної з електричною мережею потужності. Запропонований ТРК покращує керування режимами електричної мережі обмеженої потужності при роботі з асинхронними двигунами (АД), зокрема в електричній мережі в перехідному режимі суттєво зменшується просідання напруги, а інтервал цього просідання скорочується.

Показано, що такий ТРК здатний повністю компенсувати реактивні складові як пускового струму АД, так одночасно і струму статичного навантаження, тим самим розвантажуючи від них мережу без потреби у використанні фільтрів вищих гармонік. Принципова відмінність запропонованої моделі ТРК від аналогічних схемотехнічних рішень полягає в компенсації реактивної складової струму АД як у сталому, так і в перехідному режимах. У результаті в квазісталому пусковому режимі досягається зменшення струму електричної мережі в 2,7 раза. Ударне значення пускового струму зменшується в 1,34 раза.

Запропоноване модифіковане (з СВ) схемотехнічне рішення напівпровідникового регулятора (на базі ТРК) за виконання своїх основних функцій – обмеження перехідних струмів у мережі й просідання напруги в точці підключення навантаження – також забезпечує належну електромагнітну сумісність цього ТРК з електричною мережею, внаслідок чого показники якості електроенергії, що передається мережею, задовольняють норми, регламентовані міжнародними стандартами.

Фінансується за цільовою програмою наукових досліджень НАН України «Напівпровідникові матеріали, технології і датчики для технічних систем діагностики, контролю та управління», науковий проект «Створення системи контролю та керування режимами електричних мереж при комутації потужного електромеханічного навантаження», 1 етап 2019 рік: «Визначення вимог, моделювання та розроблення технічного рішення напівпровідникового регулятора для системи керування режимами мережі», шифр № ТД29-

362/19. Виконується за розпорядженням Президії НАН України від 14.02.2019 р., протокол № 88. Державний реєстраційний номер 0119U001469.

1. Чиженко О.І., Трач І.В. Коригування режиму слабкої електричної мережі при запуску від неї електродвигуна зіставної потужності. *Праці Інституту електродинаміки НАН України*. 2017. Вип. 48. С. 27–32.
2. Czarnecki L.S. Common and Fixed-Poles Resonant Harmonic Filters. *Europ. Trans. On Electrica Power*, ETEP. V. 8. No 5, Sept./Oct. 1998. Pp. 345–351.
3. Na He, Dianguo Xu. The Application of Particle Swarm Optimization to Passive and Hybrid Active Power Filter Design. *IEEE transaction on industrial elctronics*. 2009. V. 56. No 8.
4. Mishra G. Design of Passive High Pass Filter for Hybrid Active Power Filter Applications A Thesis of the Degree of Master of Technology. National Institute of Technology. Rourkela. 2013. 72 p.
5. Бібік О.В., Попович О.М., Шевчук С.П. Енергоефективні режими електромеханічної системи насосної установки багатоповерхового будинку. *Технічна електродинаміка*. 2016. № 5. С. 38–45.
6. ДСТУ EN 50160:2014. Характеристики напруги електропостачання в електричних мережах загального призначення. Київ. Мінекономрозвитку. 2014.

УДК 621.316

ПОЛУПРОВОДНИКОВЫЙ РЕГУЛЯТОР ДЛЯ РЕГУЛИРОВАНИЯ РЕЖИМАМИ СЕТИ ПРИ ПРЯМОМ ПУСКЕ АСИНХРОННОГО ДВИГАТЕЛЯ СОПОСТАВИМОЙ МОЩНОСТИ

А.И. Чиженко, докт. техн. наук, **О.Б. Рыбина**, канд. техн. наук, **И.В. Трач**, канд. техн. наук

Институт электродинамики НАН Украины,

пр. Победы, 56, Киев, 03057, Украина

Рассмотрена модификация схмотехнического решения полупроводникового регулятора на базе тиристорного регулируемого компенсатора, предназначенного для корректировки переходных процессов в электрической сети, которые возникают в результате запуска асинхронных двигателей сопоставимой с сетью мощности. Приведена математическая модель для расчета электромагнитных переходных процессов, использование которой позволяет оценить эффективность разработанных устройств в распределительных электрических сетях. Показано улучшение управления режимами электрической сети. Предложенная схема тиристорного регулируемого компенсатора в своем составе имеет косинусные конденсаторные батареи и не использует пассивные фильтры высших гармоник токов. Библ. 6, рис. 5.

Ключевые слова: электрическая сеть, переходный процесс, пусковые токи, прямой пуск асинхронного двигателя, тиристорный регулируемый компенсатор, качество электроэнергии.

SEMICONDUCTIVE REGULATOR FOR MANAGING THE NETWORK MODES RUNNING IN DIRECT START OF THE ASYNCHRONAL MACHINE OF THE COMPARABLE CAPACITY

O.I. Chyzenko, O.B. Rybina, I.V. Trach

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

pr. Peremohy, 56, Kyiv, 03057, Ukraine

The modification of the circuit-technical solution of the semiconductor regulator based on the thyristor compensator of reactive power intended for managing of the transient processes in the electric network, which arise as a result of the start of asynchronous motors of the comparable power, is considered. The mathematical model for calculation of electromagnetic transients is presented, the use of which allows to estimate the efficiency of developed devices in distribution electrical networks. The improvement of the control of the electric network modes is shown. The proposed scheme of the TRC in its composition has a cosine condenser battery and does not use passive filters of higher harmonics of currents. References 6, figures 5.

Key words: electric network, thyristor compensator of reactive power, cosine condenser battery, start the electric motor, asynchronous motors of the comparable power.

1. Chyzenko A.I., Trach I.V. Correction of the regime of a weak electric network when starting the electric motor with comparable power. *Pratsi Instytutu elektrodynamiky Natsionalnoi Akademii Nauk Ukrainy*. 2017. V. 48. Pp. 27–32.
2. Czarnecki L.S. Common and Fixed-Poles Resonant Harmonic Filters. *Europ. Trans. On Electrica Power*, ETEP. V. 8. No 5. Sept.-Oct. 1998. Pp. 345–351.
3. Na He, Dianguo Xu, The Application of Particle Swarm Optimization to Passive and Hybrid Active Power Filter Design. *IEEE transaction on industrial elctronics*. 2009. V. 56. No 8.
4. Mishra G. Design of Passive High Pass Filter for Hybrid Active Power Filter Applications A Thesis of the Degree of Master of Technology. National Institute of Technology. Rourkela. 2013. 72 p.
5. Bibik O.V., Popovych O.M., Shevchuk S.P. Power Effective Modes Electromechanical System of Pump Insalation of the Multistorey Building. *Tekhnichna Elektrodynamika*. 2016. No 5. Pp. 38–45.
6. National Standards of Ukraine EN 50160:2014. Voltage characteristics of electricity supplied by public electricity networks. Kyiv. Ministry of economy development. 2014.

Надійшла 18.07.2019

Received 18.07.2019

ТЕХНОЛОГІЧНЕ ЕЛЕКТРООБЛАДНАННЯ ТА ЕЛЕКТРОТРАНСПОРТУДК 621.313:621.365:621.314:537.523.9 DOI: <https://doi.org/10.15407/publishing2019.54.103>**ВДОСКОНАЛЕННЯ БАГАТОФУНКЦІОНАЛЬНИХ ЕЛЕКТРОМАГНІТНИХ СИСТЕМ ДЛЯ ЕЛЕКТРОТЕХНОЛОГІЙ**

І.В. Божко^{*}, канд. техн. наук, **О.М. Карлов**^{**}, канд. техн. наук, **І.П. Кондратенко**^{***}, докт. техн. наук, **Р.С. Кришук**^{****}, канд. техн. наук, **К.О. Липківський**^{*****}, докт. техн. наук, **А.Г. Можаровський**^{*****}, канд. техн. наук, **А.П. Ращепкін**^{*****}, докт. техн. наук.
Інститут електродинаміки НАН України,
пр. Перемоги, 56, Київ, 03057, Україна
e-mail: dep7ied@ukr.net

Представлено результати досліджень, проведених у відділі електромагнітних систем у 2018 році. Розвинено методи розрахунку електромагнітного поля в електромагнітній системі, що утворена струмовими контурами, які розміщуються в просторі за законом біжучого магнітного поля. Досліджено електродинамічні сили і розподіл джерел теплоти при взаємодії магнітного поля трифазної системи контурів і металевої стрічки обмеженої ширини. Встановлено можливість індукційного нагріву феромагнітних стрічок з задовільною рівномірністю за шириною. Визначено умови для електродинамічної стабілізації стрічки за віссю повітряного проміжку. Отримав розвиток метод розрахунку електромагнітного поля торцевих двигунів з дисковим біметалевим ротором. Встановлено аналітичні вирази для розрахунку аксіальних магнітних сил, тривимірний розподіл індукції магнітного поля в зазорі з урахуванням лінійної швидкості руху ротора. Розраховано механічну та робочу характеристики, аксіальні сили, що діють на ротор асинхронного двигуна великої потужності, який призначено для безредукторного приводу кульових млинів. Представлено результати експериментальних досліджень бар'єрного розряду на поверхню води. Експериментально доведено, що в повітрі атмосферного тиску за встановлених довжини фронту імпульсів напруги та амплітудних значень електричного поля в газі є можливим існування однорідного імпульсного бар'єрного розряду на поверхню плівки води. Виконано комплекс робіт, що обґрунтовують можливість та доцільні шляхи підвищення ефективності використання встановленої потужності трансформуючого елемента з секціонованою обвиткою в складі трансформаторно-ключової виконавчої структури стабілізатора напруги змінного струму. Бібл. 34, рис. 24, табл. 3.

Ключові слова: індукційний нагрів, торцевий асинхронний двигун, однорідний бар'єрний розряд, трансформаторно-ключові структури

Наукові дослідження відділу електромагнітних систем спрямовано на розвиток теорії та методів розрахунку електромагнітного поля, створення наукових основ електромагнітних технологій, розвиток та узагальнення теорії перетворення напруги змінного струму.

Щодо напрямку розвитку методів розрахунку електромагнітного поля у відділі в 2018 році вчергове повернулися до відомого питання про індукційний нагрів площинного прокату. Залишився нез'ясованим спосіб нагріву площинного прокату з феромагнітними властивостями із застосуванням трифазного живлення підвищеної частоти. Можливість застосування такого способу нагріву обумовлюється значними успіхами в перетворювальній напівпровідниковій техніці. Особливістю індукційного нагріву на підвищеній частоті є відсутність феромагнітного осердя. Тому розробка методу розрахунку електромагнітного поля в електромагнітній системі без феромагнітного осердя відрізняється від відомих методів [1] додатковими умовами на границях при формулюванні граничної задачі.

Електромагнітні процеси в трифазній електромагнітній системі нагріву площинного прокату без феромагнітного осердя. Основною перевагою індукційного нагріву площинного прокату металів біжучим магнітним полем є відсутність виробничого шуму, обумовленого

© Божко І.В., Карлов О.М., Кондратенко І.П., Кришук Р.С., Липківський К.О., Можаровський А.Г., Ращепкін А.П., 2019

ORCID ID: ^{*}<https://orcid.org/0000-0002-7955-246X>, ^{**}<https://orcid.org/0000-0002-1350-1870>,

^{***}<https://orcid.org/0000-0003-1914-1383>, ^{****}<https://orcid.org/0000-0002-1933-0144>,

^{*****}<https://orcid.org/0000-0002-3292-1360>, ^{*****}<https://orcid.org/0000-0001-9801-2728>,

^{*****}<https://orcid.org/0000-0002-3309-8032>

силовим впливом магнітного поля на стрічку, що нагрівається, і магнітним тяжінням індукторів. Вимога до такої термообробки зумовлена потребою в забезпеченні рівномірного розподілу температурного поля за довжиною і шириною смуги. Рівномірність розподілу температури за шириною внаслідок явищ поперечного крайового ефекту залежить від співвідношення ширини смуги і ширини індуктора, довжини полюсного поділу, величини магнітного числа Рейнольдса і, отже, може бути досягнута лише для цілком певного типорозміру смуги [2].

Було розглянуто виконання трифазного індуктора, який складається з двох груп котушок, кожену з яких увімкнуто за схемою біжучого магнітного поля і які розрізняються між собою довжиною еквівалентного полюсного кроку. На рис. 1 наведено один з можливих варіантів виконань такого індуктора, який складається з двополюсної та чотиріполюсної обвиток.

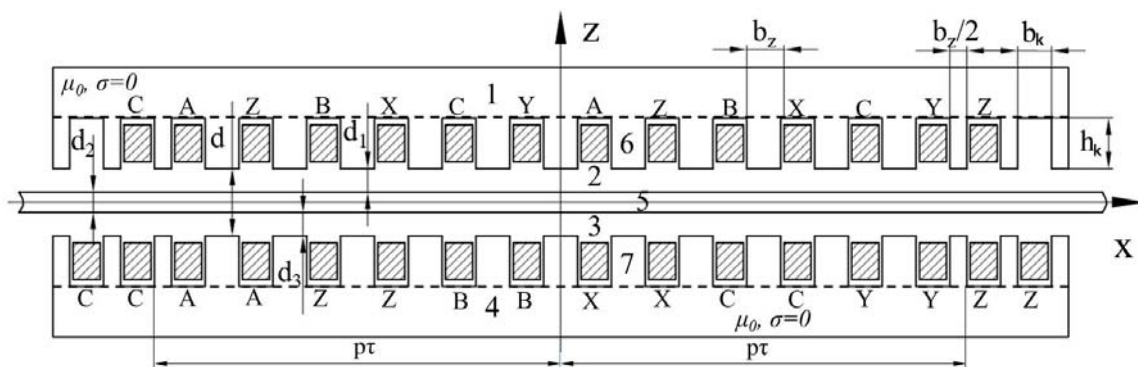


Рис. 1

Чотиріполюсна і двополюсна обвитки, схематично зображені на рис. 1, зосереджені на верхньому і нижньому статорі відповідно. Для забезпечення стабілізації стрічки за центром зазора обидві обвитки доцільно одночасно розміщувати на обох статорах, що і будемо припускати для спрощення розрахунків у подальшому.

У результаті виконаного аналізу електромагнітних процесів у індукційній системі на основі системи рівнянь Максвелла з використанням моделі індукторів, що чергуються, отримано розв'язок крайової задачі про розподіл магнітної індукції в зазорі між індукторами та визначено основні енергетичні характеристики двохобвиткового індуктора без феромагнітного осердя [3].

Важливою умовою індукційного нагріву площинного прокату є необхідність стабілізації положення прокату (стрічки) на повздовжній осі індукційної системи, завдяки якій на поверхні не створюються пошкодження.

Електродинамічні зусилля, що діють на феромагнітну смугу, визначені з тензора натягів Максвелла [4]. Аналіз залежностей F_z (складової сили) вказує на зростання її в процесі збільшення зміщення стрічки від центру зазора. На рис. 2 а наведено залежність цієї сили від величини зазора між стрічкою і верхнім індуктором за зустрічного включення індукторів.

За $d_1=0$ (рис. 1) стрічка безпосередньо притуляється до обвитки верхнього індуктора, а за $d_1=0,014$ м положення стрічки відповідає симетричному. З рис. 2 а видно, що спостерігається-

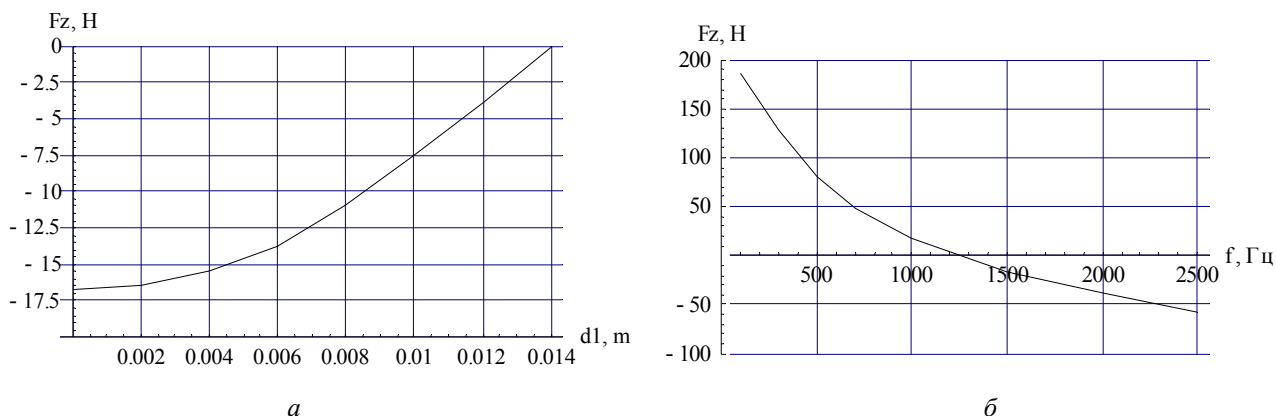


Рис. 2

ся електромагнітна стабілізація феромагнітної стрічки за центром зазора між індукторами.

На рис. 2 б наведено залежність сили F_z від частоти струму індуктора за зустрічного включення індукторів. Сила, що притискає стрічку до верхнього індуктора, зі зростанням частоти зменшується і за певної частоти стає негативною. Тобто стрічка відштовхується від верхнього індуктора і прагне зайняти положення, близьке до середини зазора між індукторами. На рисунку показано крайній випадок, коли стрічка знаходиться на поверхні індуктора.

За малих відхилень стрічки від центрального положення частота, за якої F_z переходить через 0, дещо знижується. У загальному випадку частота, за якої забезпечується стабілізація стрічки, істотно залежить від геометричних розмірів стрічки та її електрофізичних характеристик і визначається в кожному конкретному випадку самостійно. Таким чином, є змога здійснювати нагрів феромагнітних стрічок у високочастотних індукторах біжучого магнітного поля без феромагнітного осердя зі стабілізацією положення стрічки за центром повітряного проміжку. У такому випадку поверхня стрічки не пошкоджується механічно.

Необхідно звернути увагу на відмінність структури розподілу джерел теплоти в індукторі без феромагнітного осердя від відомих результатів, що отримані для індукторів біжучого магнітного поля з феромагнітним осердям [1]. На рис. 3 показано розподіл джерел теплоти в смузі для узгодженого (рис. 3 а) і зустрічного (рис. 3 б) розповсюдження біжучих полів. Струми в обвитках для обох випадків прийнято за однакові.

$$- I_1=800 \text{ А}, I_2=600 \text{ А}, f=1500 \text{ Гц}, a=0,6 \text{ м}, \sigma=3 \cdot 10^6 \text{ См/м}, \mu=100 \cdot \mu_0.$$

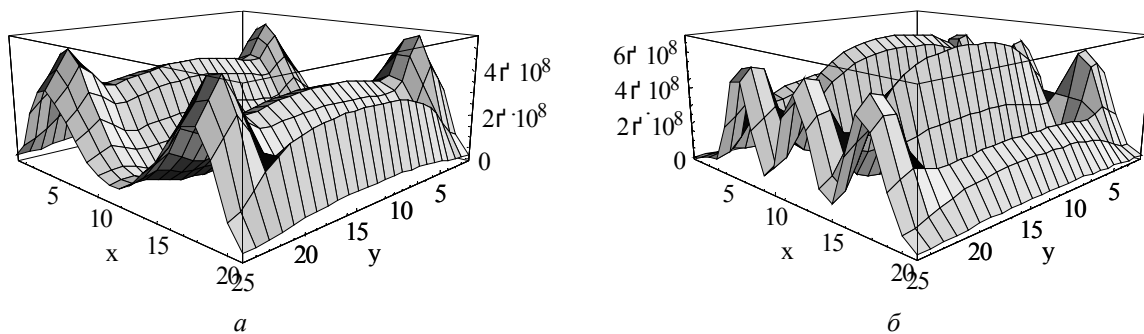


Рис. 3

Помітно різкі неоднорідності тепловиділень у смузі за обох напрямків поширення біжучих полів обвиток. Причому в разі зустрічного розповсюдження біжучих полів кількість цих неоднорідностей з кожного краю смуги дорівнює сумі кількості пар полюсів двох обвиток. У центральній зоні смуги розподіл тепловиділень також є неоднорідним. Виникнення зазначених неоднорідностей викликано структурою результуючого магнітного поля в смузі, що призводить до утворення багатовихрової структури індуктованих струмів. У разі узгодженого напрямку поширення біжучих полів обвиток спостерігається більш виражена неоднорідність тепловиділень за довжиною машини.

Присутність явно виражених неоднорідностей тепловиділень у смузі під час використання двохобвиткового індуктора може призводити до небажаного короблення, особливо при нагріванні тонких стрічок.

Застосування двохобвиткових індукторів є доцільним у разі розширення діапазону розмірів стрічок, що нагріваються.

На рис. 4 показано розподіл температури на виході із зони нагріву для стрічок товщиною 2 мм, шириною 600 мм (крива 1) і шириною 550 мм (крива 2). Полюсні поділи, як і в попередньому прикладі, обрано рівними $\tau_1 = 0,42$ м, $\tau_2 = 0,21$ м. Ширина котушок не змінюється за зміни ширини стрічки і становить $b = 0,44$ м. Струми в обвитках під час нагрівання стрічки шириною 600 мм складають $I_1 = 800$ А, $I_2 = 600$ А, а під час нагрівання стрічки шириною 550 мм – $I_1=1250$ А, $I_2=250$ А. На рис. 4 продемонстровано результат нагріву стрічок різної ширини із задовільною за технологічними вимогами рівномірністю за шириною. Це здійснено лише шляхом зміни величини струму в котушках кожної обвитки, без зміни будь-яких конструктивних розмірів індукційного пристрою.

Таким чином, застосування індукторів біжучого магнітного поля без феромагнітного осердя дає змогу позбутися акустичного шуму під час нагрівання феромагнітних стрічок, про

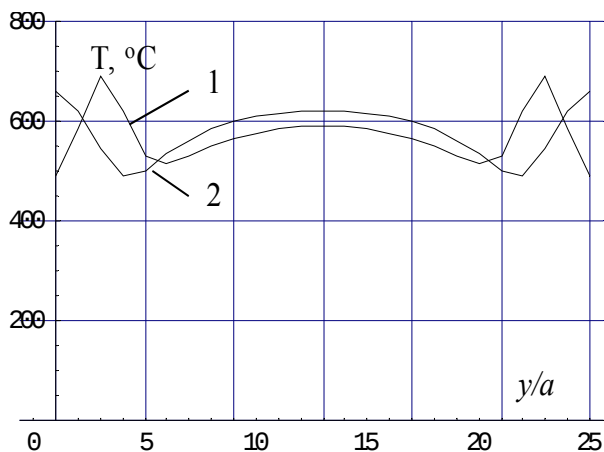


Рис. 4

водить диференціальне рівняння для індукції магнітного поля з однорідного до рівняння зі змінними коефіцієнтами. У відділі електромагнітних систем Інституту електродинаміки НАН України розроблено аналітичний метод розрахунку таких електромагнітних систем, що продемонстровано на прикладі дослідження торцевого дугостаторного двигуна, перебіг електромагнітних процесів у якому ускладнюється поздовжнім, поперечним та товщинним крайовими ефектами.

Електромагнітні процеси та електродинамічні зусилля в торцевих дугостаторних двигунах з дисковим біметалевим ротором. На теплових електростанціях (ТЕС), де як паливо використовується кам'яне вугілля, застосовуються кульові барабанні млини для подрібнення кам'яного вугілля шляхом обертання барабану, наповненого сталевими кулями [5]. Для приведення млинів у дію застосовується електропривод з механічною зубчастою передачею від синхронного двигуна. Потужність кульових барабанних млинів на електростанціях сягає до 2,5 МВт. Електропривод на зубчастій передачі має значні недоліки. Це, зокрема, зношення зубців, необхідність у регулюванні їх стиковки та змащення, заміна механічних деталей.

У відділі для привода кульових барабанних млинів запропоновано торцевий дугостаторний асинхронний двигун (ТДАД) з масивним дисковим ротором. Для електричного двигуна такої конструкції розроблено аналітичний метод розрахунку електромагнітного поля і електродинамічних сил з урахуванням особливостей обвитки та багатошарової конструкції ротора [6].

Метою представленого дослідження було визначення аналітичних виразів для розрахунку осової магнітної сили, що діє на дисковий біметалевий ротор торцевого дугостатор-

що свідчить мінімальне значення електродинамічної сили. При перевищенні певної частоти електродинамічні сили забезпечують стабілізацію феромагнітної стрічки за віссю зазора між індукторами. Величина частоти залежить від електромагнітних параметрів феромагнітної стрічки та її геометричних розмірів.

У 2018 році у відділі було продовжено дослідження особливого класу асинхронних машин – торцевих асинхронних машин з дисковим ротором. Особливістю розрахунку електромагнітного поля в таких машинах є ускладнення аналітичного розв'язку через залежність лінійної швидкості ротора від радіуса дискового ротора. Ця особливість пере-

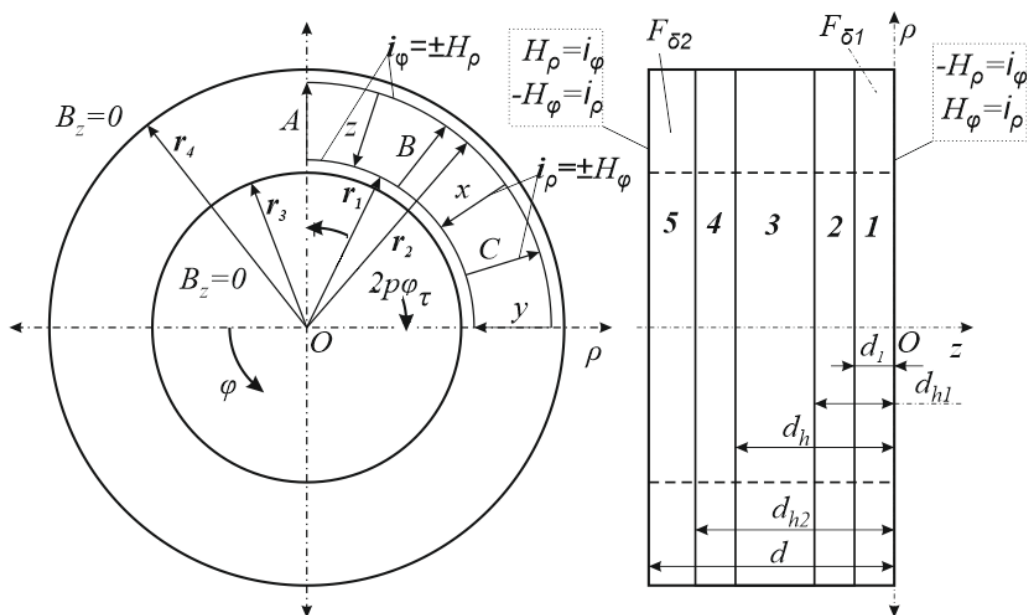


Рис. 5

ного асинхронного двигуна за асиметричного положення ротора в зазорі.

На рис. 5 зображено модель ТДАД, де 1, 5 – повітряні проміжки; 2, 4 – електропровідне покриття ротора; 3 – феромагнітний матеріал ротора.

У результаті виконаного аналізу електромагнітних процесів двигуна на основі системи рівнянь Максвелла за заданого струму отримано рішення крайової задачі про розподіл магнітної індукції в ТДАД. Приведемо для прикладу розрахунок аксіальної магнітної сили, що діє на дисковий ротор, який розміщується між двома статорами. Усі задані параметри представлено у табл. 1.

Таблиця 1

Параметр	Пояснення	Параметр	Пояснення
$r_1 = 2,2$ м	розміри модельного представлення двигуна показано на рис. 1	$h_k = 0,005$ м	товщина клинів
$r_2 = 2,8$ м		$p = 13$	кількість пар полюсів
$r_3 = 2,0$ м		$q = 2$	кількість пазів на полюс і фазу
$r_4 = 3,0$ м		$\beta = 1$	коефіцієнт вкорочення обвитки
$d_1 = 0,002$ м		$m = 3$	кількість фаз обвитки
$d_{h1} = 0,005$ м		$w_n = 8$	кількість витків у пазах
$d_h = 0,045$ м		$\sigma_{Fe} = 2 \cdot 10^6$ СМ/М	електропровідність сталі ротора
$d_{h2} = 0,048$ м		$\mu_{rFe} = 300$	відносна магнітна проникність сталі ротора
$d = 0,056$ м		$\sigma_{Cu} = 4 \cdot 10^7$ СМ/М	електропровідність міді ротора
$C_s = 1/2$	коефіцієнт розкриття	$f = 8,6$ Гц	частота
$h_n = 0,06$ м	висота пазів	$I_{m \text{ ном.}} = 320$ А	номінальний струм
$b_n = 0,022$ м	ширина пазів	$U_\phi = 1,57$ кВ	задана напруга живлення

Виконано розрахунок аксіальних магнітних сил та енергетичних показників аналітичним методом для дугостаторного двигуна за даними табл. 1. На рис. 6 показано розподіл індукції в немагнітному проміжку двигуна в межах однієї пари полюсів з урахуванням вищих просторових гармонік. Видно, що індукція магнітного поля поступово зростає в момент входження ротора в область дії статора і загасає на $1/4$ частині ротора за виходом (рис. 6). На рис. 7 зображено розподіл індукції в повітряному проміжку d_1 у межах однієї пари полюсів з урахуванням зубцевих гармонік.

На рис. 8 відображено механічну характеристику, де $F_{\delta 1}$ – сила, що діє на правий статор (рис. 1), $F_{\delta 2}$ – сила, що діє на лівий статор, F_z – аксіальна сила, що діє на ротор і підшипники барабанного млина в напрямку меншого повітряного проміжку, M – момент сумарний електромагнітний.

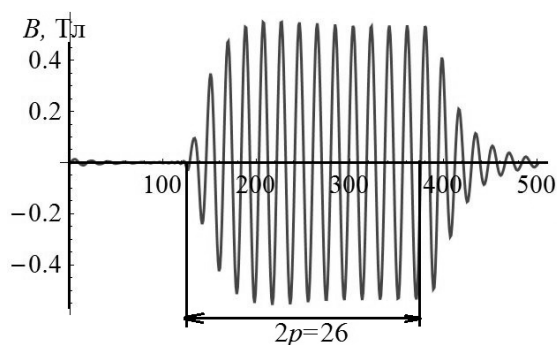


Рис. 6

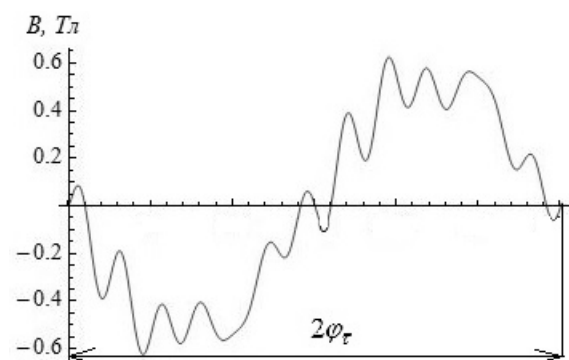


Рис. 7

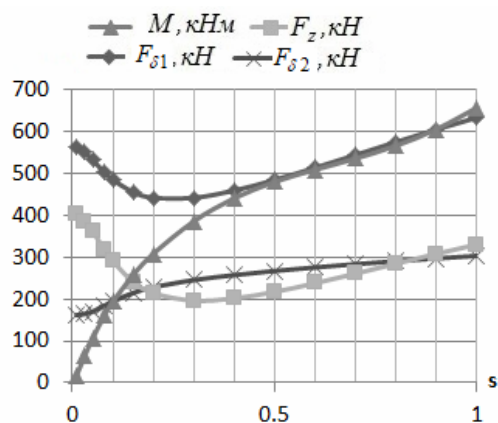


Рис. 8

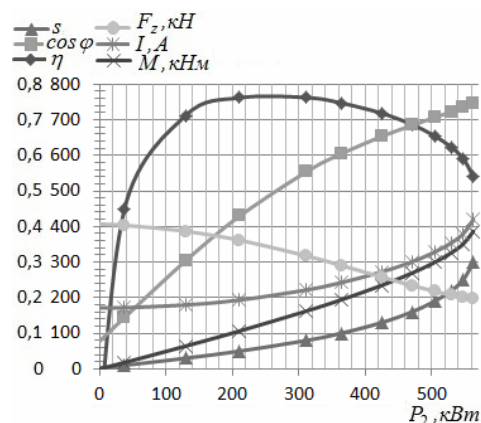


Рис. 9

На рис. 9 показано робочу характеристику ТДАД з біметалевим ротором, розміщеним несиметрично в зазорі між статорами. Номінальний режим вибрано в точці з корисною потужністю $P_2=311$ кВт при ковзанні $s_n = 0,08$. ККД двигуна $\eta=76,2$ %, а коефіцієнт потужності $\cos\varphi=0,55$. Номінальний діючий струм $I=222$ А, що більше від струму холостого ходу на 29 %. Аксіальні магнітні сили, що діють на підшипники барабанного млина, при повітряних проміжках біля правого і лівого статорів відповідно $d_1=2$ мм і $d_2=8$ мм становлять $F_z=318$ кН для номінального режиму і зменшуються за зростання корисної потужності. Сила, яка діє на правий статор, – $F_{\delta 1}=503$ кН, на лівий – $F_{\delta 2}=185$ кН. Електромагнітний момент $M=162$ кНм.

Якщо порівнювати біметалевий ротор з монометалевим феромагнітним за інших однакових умов (тобто якщо зняти немагнітне покриття з ротора), то для номінального режиму при ковзанні 0,08 з монометалевим ротором одностороння магнітна сила F_z , що діє на ротор, зросте вдвічі й буде становити 628 кН, електромагнітний момент – $M=42$ кНм, струм – $I=100$ А, ККД, коефіцієнт потужності – відповідно $\eta=80,9$ % та $\cos\varphi=0,29$.

Притягнення дискового ротора до одного зі статорів можна уникнути двома способами: застосуванням спеціальної конструкції з механічним вирівнюванням ротора; використанням немагнітного матеріалу ротора. Актуальним залишається питання щодо використання ротора з такою товщиною немагнітного покриття, щоб уникнути проникнення магнітного поля в феромагнітний матеріал.

За частоти напруги живлення 8,6 Гц глибина проникнення буде становити при нерухомому роторі 0,027 м. У табл. 2 представлено параметри, які відрізняються від параметрів табл. 1 для товщини покриття 0,03 м.

Таблиця 2

$d_1 = 0,002$ м	$d_{h1} = 0,032$ м	$d_h = 0,072$ м	$d_{h2} = 0,102$ м
$d = 0,110$ м	$h_n = 0,100$ м	$U_\phi = 1,38$ кВ, ($f=8,3$ Гц)	$I_{т ном.} = 720$ А

На рис. 8 характеристику, спостерігаємо перехід аксіальної сили, яка діє на ротор, до протилежного напрямку при ковзанні від 0,12 і більше. Тобто сила, що притягувала ротор до ближчого статора, стала відштовхувати його від статорів. У табл. 2 показано, що було збільшено глибину пазів двигуна від 0,06 м до 0,1 м, а переріз провідників – від 100 до 185 мм². Механічна характеристика на рис. 10 набула явно вираженого мінімального моменту при ковзанні 0,75. За такої характеристики номінальний момент буде близьким до 160 кНм при ковзанні майже 0,05, що рівнозначно номінальному моменту попереднього двигуна (рис. 9). ККД двигуна зменшився до 65 %, коефіцієнт потужності досяг значення 0,35. Густина струму в провідниках зросла від 2,22 до 2,77 А/мм².

На рис. 10 наведено механічну характеристику та графік зміни магнітних сил від ковзання. Порівнюючи приведену на

Характеристики на рис. 8 і 10 можна вважати граничними для двигуна з вибраними розмірами (табл. 1). На рис. 8 – характеристика за мінімальної товщини немагнітного покриття ротора, а на рис. 10 – за максимальної товщини.

Таким чином, встановлено аналітичні вирази для розрахунку аксіальних магнітних сил торцевих дугостаторних асинхронних двигунів з біметалевими дисковими роторами, тривимірний розподіл індукції магнітного поля в зазорі з урахуванням лінійної швидкості руху ротора. Розраховано механічну та робочу характеристики, які показують спадання аксіальної сили, що діє на ротор, за зростання навантаження двигуна. Аксіальні сили за несиметричного положення ротора становлять 318 кН. Тому під час проектування потужних ТДАД важливо враховувати дію магнітних сил. Встановлено, що аксіальні магнітні сили можна усунути в разі збільшення товщини немагнітного покриття ротора.

Суттєве місце в розробках відділу електромагнітних систем займає дослідження електрофізичних процесів при електричному розряді в газах атмосферного тиску. Такі дослідження спрямовано на створення електротехнологічних систем різного функціонального призначення. Найбільш яскравим прикладом застосування електророзрядних технологій є пристрої генерації хімічно активних речовин, передусім озону, які успішно використовуються в процесі знезараження повітря і води, поверхонь і приміщень. Серед великого різноманіття видів електричного розряду особливе місце як найбільш економічний займає імпульсний бар'єрний розряд. Зусилля дослідників відділу в 2018 році були зосереджені на встановленні умов створення однорідного бар'єрного розряду.

Однорідна та неоднорідна форми імпульсного бар'єрного розряду на поверхню води в атмосферному повітрі. Бар'єрні розряди (БР) забезпечують відносно просту технологію створення нерівноважної плазми в газах атмосферного тиску, що стало причиною їх промислових застосувань, як-от генерація озону, модифікація поверхні твердих матеріалів, очищення води та газів тощо [7]. Залежно від виду газу та його тиску, параметрів джерела живлення та електродної системи БР може мати просторово неоднорідний (ниткоподібний) або однорідний (дифузний) зовнішній вигляд [8]. Між цими двома крайніми формами існує також проміжна, коли в розрядному проміжку одночасно спостерігаються зони як з однорідним, так і з ниткоподібним БР [8–11]. Дослідження ниткоподібного БР мають довгу історію, і він у значній мірі вивчений [12]. Однорідний БР, або як його ще називають гомогенний чи тліючоподібний (glow-like), завдяки просторово рівномірному розподілу густини струму та високій конверсійній ефективності активних частинок у ньому, знайшов застосування при нанесенні тонких плівок, у медицині тощо [10, 13, 14]. Однак, незважаючи на те, що останні два десятиліття ведуться інтенсивні дослідження таких розрядів, можна вважати, що до цього часу вони недостатньо вивчені. Підсумком таких досліджень є виділення двох основних груп БР: традиційний БР, який збуджується змінною (синусоїдальною) напругою з частотою до десятків кГц [7, 8, 15, 16], та імпульсний бар'єрний розряд (ІБР) з короткими фронтами (~5–40 нс) та тривалістю (~100 нс) імпульсів напруги [9, 10, 13, 14]. Однорідні БР першої групи більш досліджені. Вони мають характер таундсендівського чи тліючого розряду і характеризуються відносно малими густинами струмів, котрі не перевищують десятків mA/cm^2 , а середня енергія електронів T_e в них зазвичай знаходиться в межах 1–3еВ [14, 16].

Однорідні імпульсні бар'єрні розряди (ОІБР), завдяки сильним електричним полям в газі, котрі можуть у кілька разів перевищувати поля, необхідні для ініціювання звичайного БР, мають суттєві позитивні якості. Вони полягають у тому, що в ОІБР можна досягти великих густин струму (десятки A/cm^2) [14] та величин $T_e \sim 5\text{eV}$ [9]. Окрім цього, внаслідок відносно тривалої паузи без струму між імпульсами зменшуються непродуктивні витрати енергії. Все це формує суттєві переваги ОІБР при практичному застосуванні над однорідними БР першої групи за енергоефективністю та продуктивністю.

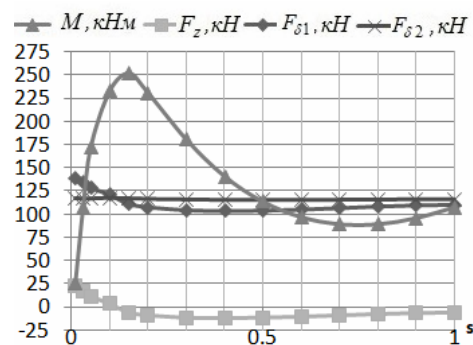


Рис. 10

Однією зі сфер застосування ІБР є пряма обробка води (розряд діє на плівку води) [12, 17–19]. Априорі можна вважати, що така обробка ефективніша тоді, коли ІБР є однорідним. У відомих дослідженнях ІБР на поверхню води не уточнюється, про яку саме форму (ниткоподібну чи однорідну) йде мова. Тому *метою роботи* було виявлення можливості створення ОІБР на поверхню води в атмосферному повітрі, а також умов його існування.

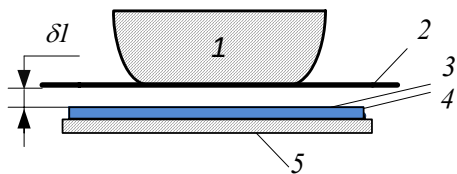


Рис. 11

Експериментальна установка. Дослідження проводилися з електродною системою, яка схематично показана на рис. 11. ІБР проходив у атмосферному повітрі в проміжку $\delta_l = 1 \dots 4$ мм між скляним бар'єром 2 товщиною 1 мм та поверхнею водопровідної води 3. Діаметр плоскої частини верхнього бронзового електроду 1, яка торкалась скла, становив 28 мм. Бар'єр мав розміри 100×100 мм² та відносну діелектричну проникність

$\varepsilon = 6$. На нижньому електроді 5 з нержавіючої сталі діаметром 90 мм знаходився диск 4 з гідрофільного паперу товщиною 0,07 мм, який мав діаметр 80 мм. Початкова питома електропровідність води становила $\sigma = 2,6 \cdot 10^{-4}$ См/см.

Однією з ключових проблем створення ОІБР на поверхню води є її коливання під дією імпульсів напруги, що викликає нестабільність розряду, а за досить малих проміжків $\delta_l \leq 2-3$ мм стає можливим навіть їх перемикання стійкими стовпчиками води. У цій роботі в електродній системі (рис. 1), завдяки шару паперу на поверхні нижнього електроду, з'явилась змога створити на його гідрофільній поверхні тонку рівномірну плівку води. Дослідження велись при товщинах цієї плівки $\delta_2 \sim 10-60$ мкм.

Під час досліджень використовувався генератор імпульсів (ГІ), котрий забезпечував уніполярні імпульси напруги амплітудою до 40 кВ з фронтами ~ 15 нс та тривалістю ~ 100 нс. До складу ГІ також входив магнітний ключ, який сприяв розряджанню діелектричного бар'єра після проходження прямого імпульсу струму через електродну систему. Амплітуда імпульсів регулювалась шляхом зміни постійної напруги U_0 , що подавалась на вхід ГІ. Більш детально про ГІ викладено в [12]. Осцилограми напруги та струму через електродну систему записувалися за допомогою осцилографа TDS1012 та відповідно датчиків P6015 і P6021.

Форма розряду визначалась на основі візуальних спостережень та аналізу фотознімків, зроблених камерою Cannon A630. Фотозйомка велась за максимальної чутливості камери (ISO 800) та мінімально допустимого часу експозиції τ для отримання якісних знімків. Здебільшого це вдавалось зробити при часі τ , коли під час зйомки інтегрувалось випромінювання кількох десятків ІБР. Дві крайні форми ІБР (однорідна чи ниткоподібна) легко розпізнавалися неозброєним оком. Але також існували режими, коли візуально важко було зробити однозначні висновки стосовно характеру ІБР. У цьому випадку фотографії давали більш визначену картину.

Результати досліджень. Знімок ОІБР для $\delta_l = 2$ мм за частоти повторення імпульсів $f = 300$ Гц ($U_0 = 120$ В, $\tau = 0,1$ с, $\delta_2 \sim 15$ мкм) показано на рис. 12. З нього видно, що світіння в газовому проміжку має однорідний характер і займає приблизно вдвічі більшу площу, ніж площа стикання верхнього електроду з бар'єром, котрий на фото видно як темну смугу (світіння над нею – крайові ефекти від верхнього електроду, котрі на решті знімків не показано). У процесі подальшого зростання частоти ІБР стає неоднорідним.

У цілому перехід у неоднорідний імпульсний бар'єрний розряд (НІБР) залежить від величин f , δ_l та часу дії ІБР τ_l . На зміну форми ІБР може також впливати товщина плівки води. За малих величин $\delta_2 \sim 10$ мкм вже при $f \sim 100$ Гц у розряді з'являються ниткоподібні утворення (рис. 13). Їх появу можна пояснити наявністю над поверхнею води мікроступів внаслідок шорсткості папера. Це підтверджує дослід, під час якого на нижньому електроді замість паперового диска розміщувався диск з бавовняної тканини товщиною ~ 250 мкм, який мав мікроступи ~ 40 мкм. У цих експериментах товщина плівки води становила $\delta_2 \sim 20$ мкм. З рис. 14 видно, що за таких умов розряд має неоднорідну структуру з виразним прив'язуванням ниток на поверхні води та їх розмитим кінцем на бар'єрі. Навпаки, коли величина δ_2 достатньо велика, під час розряду проходить перемикання газового проміжку во-

дяним стовпчиком води, котрий на рис. 15 виділено еліпсом ($\delta_1=2$ мм, $\delta_2\sim 20$ мкм, $f=100$ Гц). Слід зауважити, що за межами цього стовпчика розряд залишається однорідним.

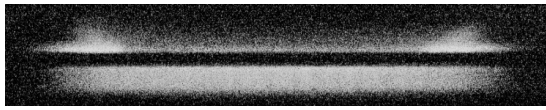


Рис. 12

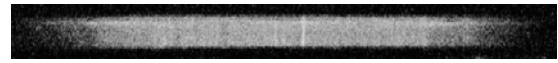


Рис. 13

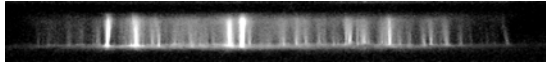


Рис. 14



Рис. 15

Час існування ОІБР за збільшення частоти f понад ~ 100 Гц починає зменшуватися з необмеженого до десятків секунд. На рис. 16 зображено знімок ОІБР за $\delta_1=3$ мм, $\delta_2\sim 60$ мкм, $f=300$ Гц, який зроблено в момент $\tau_1\sim 20$ с. Пізніше в розряді з'являються ниткоподібні елементи, які з часом (~ 30 с) перетворюються в локальні розширені зони (одну чи декілька) більш інтенсивного світіння (рис. 17). У разі зростання f до 500 Гц час τ_1 зменшується до ~ 10 с. Знімок за цієї частоти, який зроблено через ~ 30 с після початку ІБР, показано на рис. 18. З нього видно, що приблизно половину площі електродів займає ОІБР. Узагальнюючі результати досліджень, що відображують значення граничної частоти f_m , за якої є можливим існування ОІБР залежно від величин δ_1 та τ_1 , наведено в табл. 3. У ній також показано, що за відсутності водяної плівки та паперового диска на нижньому електроді за $\delta_1=2$ мм, $f=500$ Гц час існування ОІБР необмежений. Це свідчить про те, що присутність водяної плівки суттєво впливає на умови створення ОІБР.

Зміни параметрів ОІБР у залежності від величини газового проміжку показано на рис. 19 та 20 ($U_0=320$ В, $f=12$ Гц). З рис. 19 видно, що за зростання δ_1 в межах 1–4 мм амплітудні значення струму I_m , напруги U_m та енергії W_g , що виділяється в міжелектродному проміжку, змінюються у відносно невеликій мірі (~ 20 – 40 %). Хоча в цьому разі амплітуда електричного поля в ньому E_{gm} зменшується втричі (від 220 до 75 кВ/см), її величини вистачає для виникнення ОІБР. Залежності амплітудних значень густини струму ОІБР j_m , концентрації електронів N_e та їх середньої енергії T_e від довжини газового проміжку δ_1 наведено на рис. 20. З нього випливає, що за $\delta_1=2$ – 3 мм густина струму досягає максимуму ~ 18 А/см². Ця величина подібна тій, що була досягнута при ОІБР у повітрі [20], але вона на кілька порядків вища за значення, характерні для БР змінного струму (~ 10 – 100 мА/см²). Концентрація електронів N_e досягає величин $\sim 4\cdot 10^{12}$ см³, які є характерними для ІБР у повітрі [9], а їх енергія $T_e\sim 8$ еВ. Слід відмітити, що за $\delta_1=1$ – 2 мм ця енергія суттєво вища за середню енергію електронів у стримерах БР змінного струму (1–3 еВ) [14], що відкриває можливості для більш інтенсивного проходження плазмохімічних реакцій з пороговою енергією понад 3 еВ. Значення величин j_m , W_g , N_e та T_e розраховувалися на основі методики, викладеної в [21].

У результаті виконаної роботи експериментально доведено, що в повітрі атмосферного тиску за фронтів імпульсів напруги ~ 15 нс та амплітудних значень електричного поля в газі понад 75 кВ/см є можливим існування однорідного імпульсного бар'єрного розряду на поверхню плівки води за величини газового проміжку 1–4 мм. Однорідний розряд, у якому амплітудні значення електричного поля в газі досягають 220 кВ/см, характеризується густи-

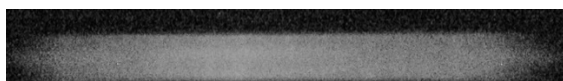


Рис. 16

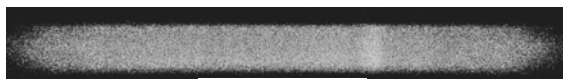


Рис. 17



Рис. 18

Таблиця 3

δ_1 , мм	δ_2 , мкм	f_m , Гц	τ_1 , с
1	15	500	~ 90
1,5	15	500	~ 100
2	15	300	~ 60
3	60	300	~ 30
3	60	200	~ 90
3	60	200	~ 30
4	60	50	~ 30
2	0	500	∞

нами струму до $\sim 18 \text{ А/см}^2$ та концентраціями і енергіями електронів відповідно до $\sim 4 \cdot 10^{12} \text{ см}^{-3}$ та $\sim 8 \text{ еВ}$. Зі зростанням довжини газового проміжку вказаних межах гранична частота повторення імпульсів, за якої розряд однорідний, зменшується від ~ 500 до $\sim 50 \text{ Гц}$. Гранична частота також зменшується зі збільшенням часу дії розряду, який зі збільшенням частоти повторення імпульсів до 500 Гц та величини газового проміжку до 4 мм складає десятки секунд. Відносно велике значення часу вказує на те, що перехід імпульсного бар'єрного розряду в неоднорідну форму ймовірно пов'язаний з неоднорідним розподілом температурного поля в газовому проміжку внаслідок значної густини енергії ($\sim 1 \text{ Дж/см}^3$), що виділяється в ньому. Можна припустити, що охолодження газового проміжку за рахунок рухомої плівки води і помпування через нього газу приводитиме до збільшення стабільності ОІБР і розширення діапазону параметрів, за яких він існує. За результатами проведених досліджень стає можливим визначити технологічні межі, в яких обробка води ІБР є доцільною, тобто визначити продуктивність промислового устаткування та ефективність обробки.

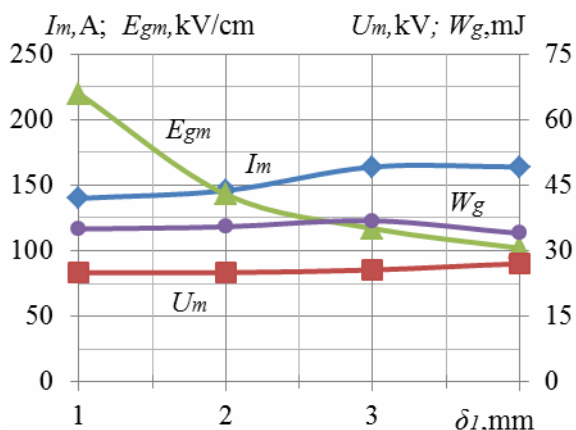


Рис. 19

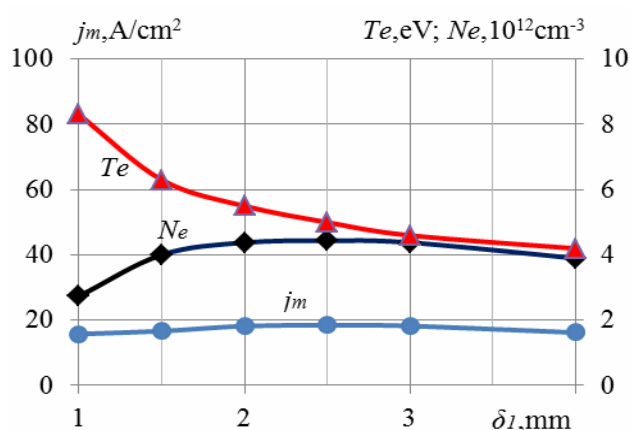


Рис. 20

У науковому напрямі Дослідження електромагнітних систем з дискретно-разовим керуванням [22] протягом 2018 року згідно з планом НДР "Рестан" було розроблено та сформовано концептуальні схемотехнічні та алгоритмічні принципи організації роботи силових виконавчих структур перетворювачів напруги змінного струму з секціонованими (багатообвитковими) трансформуючими елементами.

Такі трансформаторно-ключові виконавчі структури (ТКВС) [23, 24, 25] інтенсивно розробляються, патентуються як tap changing [26], tap switching [27], discrete smart transformer [28] та широко впроваджуються переважно для узгодження (adjusting [29], compensation [30]) роботи споживачів електроенергії з реальними умовами електроживлення, зокрема, поля стабілізації напруги змінного струму. Незважаючи на великий масив інформації щодо виконавчих структур цього класу, вона зазвичай містить лише чисельні дані – конкретні кількості секцій обвитки ТЕ та кількості витків у них для конкретних діапазонів зміни вхідної напруги, що не дає змогу дослідити вплив на ці дані зміни умов роботи або провести порівняльний аналіз різних варіантів побудови структури [31].

Виходячи з цього, було зроблено узагальнення основних положень створення ТКВС – визначення оптимального закону зміни коефіцієнта передачі виконавчої структури за напругою K_j та відповідного закону секціонування обвитки трансформуючого елемента (ТЕ), а також запропоновано аналітичні залежності для розрахунку в нормованому вигляді напруг, струмів секцій ТЕ, його встановленої потужності тощо. Об'єктом дослідження було обрано виконавчу структуру стабілізатора напруги змінного струму, яка реалізує єдине конкретне функціональне перетворення напруги – підтримання з припустимою похибкою напруги живлення споживача на певному визначеному рівні в разі дії всіх дестабілізуючих факторів (насамперед, відхилень вхідної напруги від номінального значення), хоча отримані результати можна переносити й на регулятори напруги, вимоги до яких щодо закону зміни вихідної напруги можуть бути найрізноманітнішими.

Перше. Трансформаторно-ключова виконавча структура в процесі роботи (за зміни вхідної напруги в діапазоні від U_{min} до U_{max}) може знаходитися в одному з J станів, у кожному з яких вона функціонує як звичайний двообвитковий трансформатор з відповідним коефіцієнтом передачі за напругою. Кожен з цих станів відповідає певному піддіапазону зміни вхідної напруги U_{1jmin}, U_{1jmax} . Найбільша ефективність використання складових ТКВС – трансформуючого елемента та комутатора (переважно на напівпровідникових ключових елементах з природною комутацією) – досягається при виборі масиву коефіцієнтів передачі за законом

$$K_j = K_1 \cdot \gamma^{j-1}, \quad (j = \overline{1, J}), \quad (1)$$

де K_1 – перший, максимальний коефіцієнт передачі, що відповідає піддіапазону біля нижньої межі зміни вхідної напруги; γ – коефіцієнт, що визначається похибкою стабілізації вихідної напруги відносно номінального значення U_{1n} вхідної напруги $\delta = (U_{2max} - U_{2min}) / 2U_{1n}$, а саме: $\gamma = (1 + \delta) / (1 - \delta)$.

Нормуючи для узагальнення вхідну U_1 та вихідну U_2 напруги за номінальним значенням U_n ($U_1^* = U_1 / U_{1n}$, $U_2^* = U_2 / U_{1n}$), отримуємо для ТКВС залежність $U_{2j}^* = f(U_{1j}^*, K_j)$, яку наведено на рис. 21. Вона утворена відрізками J променів, що виходять з центру ординат, значення тангенсів кутів нахилу цих променів до осі абсцис чисельно дорівнюють відповідним коефіцієнтам передачі.

Друге. Обраний закон зміни коефіцієнтів передачі за напругою (1) визначає необхідний спосіб секціонування обвитки (обвиток) ТЕ. У найпоширенішому варіанті ТКВС з автотрансформатором та комутаторами у вхідному та вихідному колах, що мають N_1 , та N_2 ключових елементів відповідно (загальна кількість КЕ $N = N_1 + N_2$, а кількість станів $J = J_1 \times J_2 = N_1 \times N_2$), обвитка АТ виконується з n проміжними виводами ($n = (N_1 - 1)N_2$), до яких можуть під'єднуватися КЕ комутаторів. В обвитці між сусідніми відводами утворюються елементарні (по суті – "структуроутворюючі") секції.

У [32] доведено, що доцільним є таке розташування зазначених відводів, при якому потенціал кожного з них, нормований за напругою базової секції обвитки W_0 , повинен обиратися за законом $\varphi_i^* = \varphi_i / U_{W_0} = \gamma^{i-1}$ ($i = \overline{1, (n-1)}$). Таким чином, обвитка АТ складається з базової секції W_0 та n елементарних секцій (рис. 22), відносна кількість витків яких змінюється за законом

$$W_i^* = W_i / W_0 = (\gamma - 1) \gamma^{i-1} \quad (i = \overline{1, (n-1)}). \quad (2)$$

Третє. За однієї й тієї ж загальної кількості ключових елементів можлива побудова певної множини виконавчих структур, що відрізняється розподілом КЕ між двома комутаторами та кроками зміни кількості витків секцій обвитки АТ у вхідному та вихідному колах ТКВС. У [32] доведено, що кращі масогабаритні показники мають стабілізатори напруги на основі структур, у яких "вихідний" комутатор реалізує "дрібний" крок регулювання, перемикаючи елементарні секції у вихідному колі ТКВС, а "вхідний", що має $(N_1 - 1)$ комбіновану секцію, – у N_2 рази більший крок, перемикаючи зазначені комбіновані секції, що складаються з $(N_2 - 1)$ відповідних елементарних секцій. За цих обставин структура залишається незмінною навіть за певної реконфігурації, а саме – за зміни місця приєднання до відводів обвитки ключів вихідного комутатора (що умовно показано стрілками на рис. 22). Кількість можливих конфігурацій

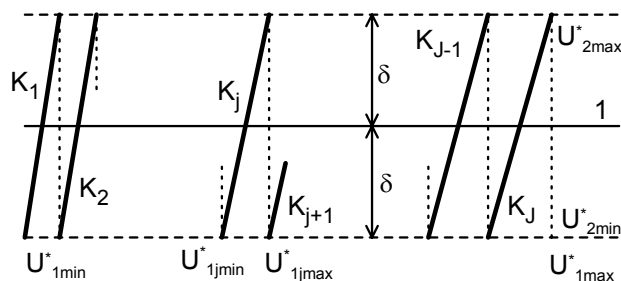


Рис. 21

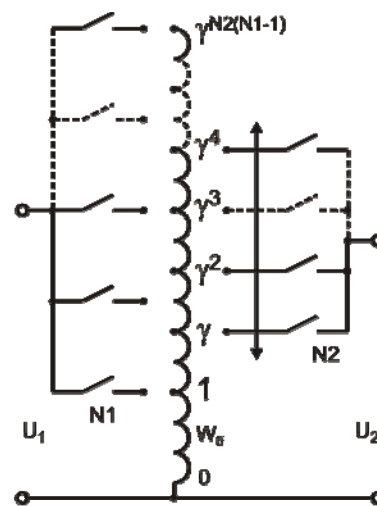


Рис. 22

такої ТКВС визначається залежністю $Q=(N_1-2)N_2+2$.

Реконфігурація обраної структури ТКВС (яку можна трактувати як синтез масиву нетотожних конфігурацій незмінної структури) використовують або в разі необхідності зміни рівня напруги, що стабілізується, або при зсуві меж діапазону вхідної напруги, в якому відбувається стабілізація вихідної напруги.

Четверте. У процесі роботи ТКВС (при зміні вхідної напруги) у певний момент відбувається дискретно-разовий її перехід з j -го стану в $(j+1)$ -й стан (коли $U_1^* > U_{1j\max}^*$) або в $(j-1)$ -й стан (коли $U_1^* < U_{1j\max}^*$). При цьому за незмінної (з похибкою $\pm\delta$) величини вихідного струму I_{2H} змінюється вхідний струм. Відповідно змінюється сумарне струмове завантаження обвитки, змінюються й втрати енергії у міді обвитки – джерелі її нагріву. Причому в жодному з J робочих станів ТКВС струмове завантаження одночасно всіх секцій не може бути максимальним. Найбільше струмове завантаження обвитки зазвичай припадає на перший або J -й стан залежно від конфігурації, що розглядається.

П'яте. Для врахування зазначеної особливості функціонування АТ у складі виконавчої структури стабілізатора напруги розроблено методику його розрахунку. Вона полягає: у попередньому визначенні для гіпотетичного (неробочого) стану ТКВС з максимальним струмовим завантаженням обвитки максимальних втрат енергії в міді обвитки та сталі осердя; знаходженні за допомогою відповідних аналітичних методів або програмних засобів (наприклад, Comsol Multiphysics [33]) значення його максимальної температури $t_{\max}$ (її ми приймаємо за максимально допустиму для обраного АТ); на основі цього, обваженні найбільш завантаженого стану (першого або J -го) шляхом збільшення щільності струму в обвитках до досягнення найвищою температурою в елементах АТ визначеної раніше температури $t_{\max}$. При цьому відповідно зростає й вихідний струм та допустиме значення вихідної потужності. Це дає змогу підвищити ефективність використання встановленої потужності автотрансформатора залежно від обраної конфігурації на 5...25 %.

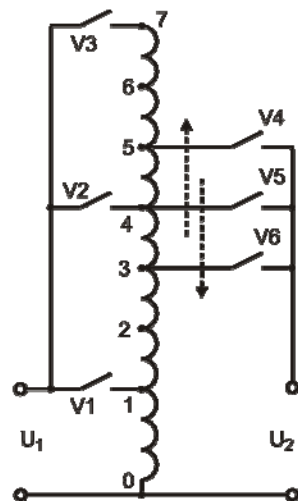


Рис. 23

Шосте. Доведено, що різні конфігурації однієї структури навіть за одних і тих же значень J та γ можуть відрізнятися величиною встановленої потужності АТ, яка визначає масогабаритні показники ТКВС. Зображена на рис. 23 конфігурація виконавчої структури з дев'ятьма робочими станами ($J=3 \times 3=9$) реалізує стабілізацію напруги на рівні $U_{2H}^* = U_{1H}^* = 1$. Якщо ключі V4, V5, V6 під'єднати до відводів 7, 6, 5, то стабілізація буде відбуватися на максимальному рівні $U_{2H}^* = \gamma^2$, а якщо під'єднати до відводів 1, 2, 3, – то на мінімальному рівні $U_{2H}^* = \gamma^{-2}$.

У [34] для цих трьох конфігурацій ТКВС отримано аналітичні залежності встановленої потужності автотрансформатора від коефіцієнта γ (δ):

$$P_{nom}^* = (\gamma^2 - 1)(3\gamma^2 + 2)/2\gamma^2 \approx 4,89(\gamma - 1), \quad (3)$$

$$P_{max}^* = (\gamma^6 - 1)/\gamma^4 \approx 5,27(\gamma - 1), \quad (4)$$

$$P_{min}^* = (3\gamma^8 - \gamma^7 - \gamma^5 - 1)/2\gamma^6 \approx 5,28(\gamma - 1). \quad (5)$$

Ці встановлені потужності проноормовано по значеннях максимальної потужності навантаження на відповідному рівні. Тому індекс при P^* свідчить не про величину цього параметра, а лише про рівень напруги, що стабілізується.

Побудовані за виразами (3)...(5) залежності встановленої потужності АТ від параметра γ , який варіюється у діапазоні (1,03...1,1), що відповідає зміні похибки стабілізації в прийнятних межах $\delta = \pm (1,52...4,76) \%$ (при цьому

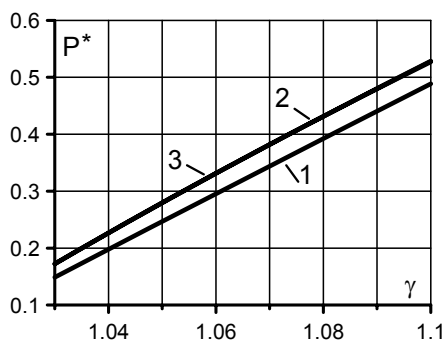


Рис. 24

глибина діапазону вхідної напруги становить $U_{1max}/U_{1min}=1,3...2,36$), відображені на рис. 24 (лінія 1 відповідає рівню напруги, що стабілізується, $U_{2n}^*=1$, лінія 2 – $U_{2n}^*=\gamma^2$, лінія 3 – $U_{2n}^*=\gamma^{-2}$). Ці залежності близькі до лінійних, а зсув нормованого рівня вихідної напруги від одиниці веде до певного збільшення необхідної потужності АТ (у нашому випадку приблизно на 8 % незалежно від значення γ).

Розглянута ТКВС може забезпечити, наприклад, стабілізацію вихідної напруги на рівні U_{1n} з похибкою $\pm 3\%$ ($\gamma=1,0618$) при зміні вхідної напруги у 1,716 раза, маючи АТ, встановлена (розрахункова) потужність якого складає 30,2 % потужності споживача стабілізованої напруги; за похибки $\pm 4\%$ ($\gamma=1,0833$) та зміні вхідної напруги у 2,055 раза необхідна потужність АТ зростає до 40,7 %. Слід зауважити, що при застосуванні розробленої методики розрахунку АТ з певним обважненням режиму, ці показники можуть бути поліпшені.

Підсумовуючи представлені теоретичні положення, можна стверджувати, що виконаний комплекс робіт обґрунтовує можливість та доцільні шляхи підвищення ефективності використання встановленої потужності трансформуючого елемента з секціонованою обвиткою в складі трансформаторно-ключової виконавчої структури стабілізатора напруги змінного струму.

Робота фінансується за держбюджетною темою «Розвиток теорії електрофізичних процесів в імпульсних системах електромагнітної обробки електропровідних середовищ» (шифр "БАР'ЄР-2"), яка виконується за Постановою Бюро ВФТПЕ Президії НАН України від 04.07.2018 р., протокол №11, державний реєстраційний номер теми 0117U007714 та за темою "Розвиток та узагальнення теорії трансформаторно-ключових виконавчих структур (ТКВС) перетворювачів напруги з урахуванням багатоваріантності схемотехнічних рішень та мультифізичності процесів" (шифр "Рестан"), державний реєстраційний номер 0115U002579.

1. Ращепкин А.П., Кондратенко И.П. Методологические основы анализа электромагнитных процессов в линейных индукционных машинах. Киев: Ин-т электродинамики НАН Украины, 2017. 355 с.
2. Виштак П.А., Кондратенко И.П., Крутилин В.А., Ращепкин А.П. Метод расчета линейных индукторов с концентрическими обмотками для нагрева металлических лент. *Техн. электродинамика*. 1987. № 2. С. 6–12.
3. Карлов А.Н., Кондратенко И.П., Кришук Р.С., Ращепкин А.П. Двухобмоточный безжелезный индуктор бегущего магнитного поля. *Праці Інституту електродинаміки НАН України*. 2018. Вип. 49. С. 39–50.
4. Тамм И.Е. Основы теории электричества. Москва: Наука. 1989. 504 с.
5. Карлов О.М., Кондратенко И.П., Кришук Р.С., Ращепкин А.П. Энергетичні показники торцевих дугостаторних асинхронних двигунів з біметалевими дисковими роторами. *Праці Інституту електродинаміки НАН України*. 2017. Вип. 48. С. 76–82.
6. Карлов О.М., Кондратенко И.П., Кришук Р.С., Ращепкин А.П. Аксіальні магнітні сили торцевого дугостаторного двигуна з дисковим біметалевим ротором. *Праці Інституту електродинаміки НАН України*. 2018. Вип. 50. С. 71–78.
7. Kogelschatz Ulrich. Dielectric-barrier Discharges: Their History, Discharge Physics and Industrial Applications. *Plasma Chemistry and Plasma Processing*. 2003. Vol. 23. No 1. Pp. 1–46.
8. Kogelschatz Ulrich. Filamentary, Patterned, and Diffuse Barrier Discharges. *IEEE Transactions on Plasma Science*. 2002. Vol. 30. No 4. Pp. 1400–1408.
9. Shao Tao, Long Kaihua, Zhang Cheng, Yan Ping, Zhang Shichang, Pan Ruzheng. Experimental study on repetitive unipolar nanosecond-pulse dielectric barrier discharge in air at atmospheric pressure. *Journal of Physics D: Applied Physics*. 2008. Vol. 41. Pp. 215203 (8 pp).
10. Shuai Zhang, Li Jia, Wen-chun Wang, De-zheng Yang, Kai Tang, Zhi-jie Liu. The influencing factors of nanosecond pulse homogeneous dielectric barrier discharge in air. *Spectrochimica Acta Part A: Molecular and Biomolecular Spectroscopy*. 2014. Vol. 117. Pp. 535–540.
11. T. Somekawa, T. Shirafuji, O. Sakai, K. Tachibana, K. Matsunaga. Effects of self-erasing discharges on the uniformity of the dielectric barrier discharge. *Journal of Physics D: Applied Physics*. 2005. Vol. 38. Pp. 1910–1917.
12. Божко І.В., Карлов О.М., Кондратенко І.П., Чарний Д.В. Розробка комплексу для обробки води імпульсним бар'єрним розрядом. *Технічна електродинаміка*. 2017. № 6. С. 80–86.
13. Chong Liu, Danil Dobrynin, Alexander Fridman. Uniform and non-uniform modes of nanosecond-pulsed dielectric barrier discharge in atmospheric air: fast imaging and spectroscopic measurements of electric fields. *Journal of Physics D: Applied Physics*. 2014. Vol. 47. Pp. 252003 (7 pp).
14. Walsh J. L., Konga M. G. 10 ns pulsed atmospheric air plasma for uniform treatment of polymeric surfaces. *Applied Physics Letters*. 2007. Vol. 91. Pp. 251504 (3pp).
15. Baroch P., Saito N., Takai O. Special type of plasma dielectric barrier discharge reactor for direct ozonization of water and degradation of organic pollution. *Journal of Physics D: Applied Physics*. 2008. Vol. 41. P. 085207 (6 pp).
16. Golubovskii Yu.B., Maiorov V.A., Behnke J. F., Tepper J., Lindmayer M. Study of the homogeneous glow-like discharge in nitrogen at atmospheric pressure. *Journal of Physics D: Applied Physics*. 2004. Vol. 37. Pp. 1346–1356.

17. Bo Jiang, Jingtang Zheng, Shi Qiu, Qinhui Zhang, Zifeng Yan, Qingzhong Xue. Review on electrical discharge plasma technology for wastewater. *Chemical Engineering Journal*. 2014. No 236. Pp. 348–363.
18. Magureanu Monica, Piroi Daniela, Mandache Nicolae Bogdan, Parvulescu Vasile. Decomposition of methylene blue in water using a dielectric barrier discharge: Optimization of the operating parameters. *Journal of Applied Physics*. 2008. No 104. Pp. 103306 (7 pp).
19. Shen Zhao, Chunjing Hao, Di Xu, Yiyong Wen, Jian Qiu, Kefu Liu. Effect of Electrical Parameters on Energy Yield of Organic Pollutant Degradation in a Dielectric Barrier Discharge Reactor. *IEEE Transactions on Plasma Science*. 2017. Vol. 45. No 6. Pp. 1043–1050.
20. Кондратенко И.П., Ращепкин А.П. Индукционный нагрев плоского проката металлов. *Новини енергетики*. 1998. № 11. С. 40–42.
21. Bozhko I.V., Serdyuk Y.V. Determination of Energy of a Pulsed Dielectric Barrier Discharge and Method for Increasing Its Efficiency. *IEEE Transactions on Plasma Science*. 2017. Vol. 45. No 12. Pp. 3064–3069.
22. Bimal, K Bose. Power Electronics. Why the Field is so Exciting. *IEEE Power Electronics Society Newsletter Fourth Quarter*. 2007. V. 19. No 4. P. 11–20.
23. Липковський К.А. Трансформаторно-ключевые исполнительные структуры преобразователей переменного напряжения. Киев: Наук. думка, 1983. 216 с.
24. Липківський К.О., Можаровський А.Г. Особливості комплексування секцій обвитки трансформуючого елемента трансформаторно-ключової виконавчої структури перетворювача змінної напруги. *Праці Ін-ту електродинаміки НАН України*. 2018. Вип. 51. С. 60–64.
25. Липківський К.О., Можаровський А.Г. Пристрій для регулювання величини напруги змінного струму. Патент України на корисну модель №126885, МПК G05F 1/00, H02M 7/00. 2018.
26. Huang M., Dong L., Zhang J., Wang J., Hao Z. Research on the Differential Protection Algorithm of Multi-Tap Special Transformer. *Journal of Power and Energy Engineering*. 2014. Vol. 2. No 09. Pp. 98–105. DOI: <http://dx.doi.org/10.4236/jpee.2014.29014>
27. Electronic Tap Switching Voltage Regulator. URL: <http://www.ustpower.com/comparing-automatic-voltage-regulation-technologies/avr-guide-electronic-tap-switching-voltage-regulator/> (accessed 05.03.2019)
28. Willems W., Vandoorn T.L., De Kooning, J. D., Vandeveld L. Development of a smart transformer to control the power exchange of a microgrid. *4th International Conf. Innovative Smart Grid Technologies Conference Europe*. 6-9 Oct. 2013, At Lyngby, Denmark. Pp. 1–5. DOI: <http://dx.doi.org/10.1109/ISGTEurope.2013.6695300>
29. Voltage Adjuster VA-1200. URL: https://www.radiomuseum.org/r/instant_voltage_adjuster_va_1200.html (accessed 16.03.2019).
30. Szczesniak, Pawel. The compensator of voltage sag/swell installed in connection terminals of small industrial plant or selected loads. In: 2017 *19th European Conference on Power Electronics and Applications*. Europe, 2017. Pp. 1–6. DOI: <http://dx.doi.org/10.23919/EPE17ECCEEurope.2017.8099029>
31. Липківський К.О., Можаровський А.Г. Сучасний стан та тенденції розвитку перетворювачів напруги змінного струму з трансформаторно-ключовими виконавчими структурами. *Технічна електродинаміка*. 2018. № 5. С. 44–51.
32. Липківський К.О., Можаровський А.Г. Визначення потужності трансформуючих елементів при реконфігурації трансформаторно-ключових виконавчих структур стабілізаторів напруги змінного струму. Аналіз факторів впливу. *Технічна електродинаміка*. 2018. № 3. С. 48–55.
33. COMSOL Multiphysics. URL: <http://www.comsol.com>.
34. Липківський К.О., Можаровський А.Г. Визначення впливу зміни меж діапазону вхідної напруги на потужність трансформуючого елемента стабілізатора напруги з трансформаторно-ключовою виконавчою структурою. *Технічна електродинаміка*. 2019. № 3. С. 46–54.

УДК 621.313:621.365:621.314:537.523.9

СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ МНОГОФУНКЦИОНАЛЬНЫХ ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫХ СИСТЕМ ДЛЯ ЭЛЕКТРОТЕХНОЛОГИЙ

И.В. Божко, канд. техн. наук, **А.Н. Карлов**, канд. техн. наук, **И.П. Кондратенко**, докт. техн. наук, **Р.С. Кришук**, канд. техн. наук, **К.А. Липковський**, докт. техн. наук, **А.Г. Можаровський**, канд. техн. наук, **А.П. Ращепкин**, докт. техн. наук

Институт электродинамики НАН Украины,
пр. Победы, 56, Киев, 03057, Украина

Представлены результаты исследований, проведенные в отделе электромагнитных систем в 2018 году. Развита методика расчета электромагнитного поля в электромагнитной системе, созданной токовыми контурами, которые размещаются в пространстве по принципу бегущего магнитного поля. Исследованы электродинамические силы и распределение источников теплоты при взаимодействии магнитного поля трехфазной системы контуров и металлической ленты ограниченной ширины. Установлена возможность индукционного нагрева ферромагнитных лент с удовлетворительной равномерностью по ширине. Определены условия для электродинамической стабилизации ленты по оси воздушного промежутка через выбор частоты тока. Получил развитие метод расчета электромагнитного поля торцевых дугогасительных двигателей с дисковым биметаллических ротором. Метод включает задание реального распределения трехфазной обмотки двусторон-

ней дугостаторной машины. Установлены аналитические выражения для расчета аксиальных магнитных сил торцевых дугостаторных асинхронных двигателей с биметаллическими дисковыми роторами, трехмерное распределение индукции магнитного поля в зазоре с учетом линейной скорости движения ротора. Рассчитаны механическая и рабочая характеристики, аксиальные силы, действующие на ротор асинхронного двигателя большой мощности, предназначенного для безредукторного привода шаровых мельниц. Представлены результаты экспериментальных исследований барьерного разряда на поверхность воды. Экспериментально доказано, что в воздухе атмосферного давления при установленных длине фронта импульсов напряжения и амплитудных значениях электрического поля в газе возможно существование однородного импульсного барьерного разряда на поверхность пленки воды. Выполнен комплекс работ, обосновывающий возможность и целесообразные пути повышения эффективности использования установленной мощности трансформирующего элемента с секционированной обмоткой в составе трансформаторно-ключевой исполнительной структуры стабилизатора напряжения переменного тока. Библ. 34, рис. 24, табл. 3.

Ключевые слова: индукционный нагрев, торцевой асинхронный двигатель, однородный барьерный разряд, трансформаторно-ключевые структуры.

IMPROVEMENT OF MULTIFUNCTIONAL ELECTROMAGNETIC SYSTEMS FOR ELECTRICAL TECHNOLOGIES

I.V. Bozhko, O.M. Karlov, I.P. Kondratenko, R.S. Kryshchuk, K.O. Lypkivskyi, A.G. Mozharovskiy, A.P. Raschepkin

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

The article deals with the results of research in 2018, the department of electromagnetic systems. It is reported that analytical methods for calculating electromagnetic fields in electromagnetic systems are developed. The methods simulate current contours in space to create alternating magnetic fields and induce currents in electrically conductive regions. It is shown that magnetic forces and heat distribution in the inductor for heating moving ferromagnetic strip are investigated. Inductor for heating ferromagnetic strip is without ferromagnetic core, and it takes into account the finite width of the strip. Much attention is given to the ability to heat ferromagnetic strip with a satisfactory uniformity in width. The conditions for electrodynamic stabilization of strip at the center of the air gap have been determined by frequency control. Also this article deals with the analytical method for calculating electromagnetic fields of arc-stator axial induction disk motors with bimetallic rotors. This method takes into account the real spatial current distribution three-phase winding of two arc-stators on both sides at disk rotor. The method allows calculating three-dimensional electromagnetic field distribution in air-gap between two stators, and it takes into account the linear speed of moving disk rotor. It is spoken in detail about the analytical expressions for the calculation magnetic forces in the air gap. It should be noted that energy characteristics and magnetic forces of the gearless axial arc-stator disk motor for powerful ball mills are calculated by the developed analytical method. The paper gives valuable information about experimental studies of the barrier discharge to the water surface. Experiments shows the existence of a uniform barrier discharge to the water surface at atmospheric pressure, at the fixed length of the voltage pulse region and at fixed values of the electric field in a gas space. The complex of works, which substantiates in detail the possibility and expedient ways of increasing the efficiency of using the installed source power, are done. The power source consists of the transforming element with sectional winding in the transformer-key actuating structure of the AC voltage stabilizer. References 34, figures 24, table 3.

Key words: induction heating, axial arc-stator induction motor, uniform barrier discharge, transformer-key actuating structure.

1. Raschepkin A.P., Kondratenko I.P. Methodological foundations of the analysis of electromagnetic processes in linear induction machines. Kiev: Instytut elektrodynamiky NAN Ukrainy, 2017. 355 p. (Rus)
2. Vishtak P.A., Kondratenko I.P., Krutinin V.A., Raschepkin A.P. Method for calculating linear inductors with concentric windings for heating metal tapes. *Tekhnichna Elektrodynamika*. 1987. No 2. Pp. 6–12. (Rus)
3. Karlov O.M., Kondratenko I.P., Kryshchuk R.S., Raschepkin A.P. The linear non-iron inductor with rotating magnetic field. *Pratsi Instytutu elektrodynamiky Natsionalnoi Akademii Nauk Ukrainy*. 2018. No 49. Pp. 39–50. (Rus)
4. Tamm I.E. Fundamentals of the theory of electricity. Moskva: Nauka. 1989. 504 p. (Rus)
5. Karlov O.M., Kondratenko I.P., Kryshchuk R.S., Raschepkin A.P. Energy parameters of axial arc-stator motors with bimetallic disk rotors. *Pratsi Instytutu elektrodynamiky Natsionalnoi Akademii Nauk Ukrainy*. 2017. No 48. Pp. 76–82. (Ukr)
6. Karlov O.M., Kondratenko I.P., Kryshchuk R.S., Raschepkin A.P. Axial magnetic forces of the axial arc-stator induction motor with disc bimetallic rotor. *Pratsi Instytutu elektrodynamiky Natsionalnoi Akademii Nauk Ukrainy*. 2018. No 50. Pp. 71–78. (Ukr)
7. Kogelschatz Ulrich. Dielectric-barrier Discharges: Their History, Discharge Physics and Industrial Applications. *Plasma Chemistry and Plasma Processing*. 2003. Vol. 23. No 1. Pp. 1–46.
8. Kogelschatz Ulrich. Filamentary, Patterned, and Diffuse Barrier Discharges. *IEEE Transactions on Plasma Science*. 2002. Vol. 30. No 4. Pp. 1400–1408.
9. Shao Tao, Long Kaihua, Zhang Cheng, Yan Ping, Zhang Shichang, Pan Ruzheng. Experimental study on repetitive unipolar nanosecond-pulse dielectric barrier discharge in air at atmospheric pressure. *Journal of Physics D: Applied Physics*. 2008. Vol. 41. Pp. 215203 (8 pp).

10. Shuai Zhang, Li Jia, Wen-chun Wang, De-zheng Yang, Kai Tang, Zhi-jie Liu. The influencing factors of nano-second pulse homogeneous dielectric barrier discharge in air. *Spectrochimica Acta Part A: Molecular and Biomolecular Spectroscopy* 2014. Vol. 117. Pp. 535–540.
11. Somekawa T., Shirafuji T., Sakai O., Tachibana K., Matsunaga K. Effects of self-erasing discharges on the uniformity of the dielectric barrier discharge. *Journal of Physics D: Applied Physics*. 2005. Vol. 38. Pp. 1910–1917.
12. Bozhko I.V., Karlov O.M., Kondratenko I.P., Charnyi D.V. Development of complex for water treatment with pulse barrier discharge. *Tekhnichna Elektrodynamika*. 2017. No 6. Pp. 80–86. (Ukr)
13. Chong Liu, Danil Dobrynin, Alexander Fridman. Uniform and non-uniform modes of nanosecond-pulsed dielectric barrier discharge in atmospheric air: fast imaging and spectroscopic measurements of electric fields. *Journal of Physics D: Applied Physics*. 2014. Vol. 47. Pp. 252003 (7 pp).
14. Walsh J. L., Konga M. G. 10 ns pulsed atmospheric air plasma for uniform treatment of polymeric surfaces. *Applied Physics Letters*. 2007. Vol. 91. Pp. 251504 (3 pp).
15. Baroch P., Saito N., Takai O. Special type of plasma dielectric barrier discharge reactor for direct ozonization of water and degradation of organic pollution. *Journal of Physics D: Applied Physics*. 2008. Vol. 41. Pp. 085207 (6 pp).
16. Golubovskii Yu. B., Maiorov V. A., Behnke J. F., Tepper J., Lindmayer M. Study of the homogeneous glow-like discharge in nitrogen at atmospheric pressure. *Journal of Physics D: Applied Physics*. 2004. Vol. 37. Pp. 1346–1356.
17. Bo Jiang, Jingtang Zheng, Shi Qiu, Qinhui Zhang, Zifeng Yan, Qingzhong Xue. Review on electrical discharge plasma technology for wastewater. *Chemical Engineering Journal*. 2014. No 236. Pp. 348–363.
18. Magureanu Monica, Piroi Daniela, Mandache Nicolae Bogdan, Parvulescu Vasile. Decomposition of methylene blue in water using a dielectric barrier discharge: Optimization of the operating parameters. *Journal of Applied Physics*. 2008. No 104. Pp. 103306 (7 pp).
19. Shen Zhao, Chunjing Hao, Di Xu, Yiyong Wen, Jian Qiu, Kefu Liu. Effect of Electrical Parameters on Energy Yield of Organic Pollutant Degradation in a Dielectric Barrier Discharge Reactor. *IEEE Transactions on Plasma Science*. 2017. Vol. 45. No 6. Pp. 1043–1050.
20. Kondratenko I.P., Raschepkin A.P. Induction heating of flat metal. *Novyny energetyky*. 1998. No 11. Pp. 40–42. (Rus)
21. Bozhko I.V., Serdyuk Y.V. Determination of Energy of a Pulsed Dielectric Barrier Discharge and Method for Increasing Its Efficiency. *IEEE Transactions on Plasma Science*. 2017. Vol. 45. No 12. Pp. 3064–3069.
22. Bimal, K Bose. Power Electronics. Why the Field is so Exciting. *IEEE Power Electronics Society Newsletter Fourth Quarter*. 2007. V. 19. No 4. P. 11–20.
23. Lipkovskiy K.A. Transformer-key executive structures of AC voltage converters. Kiev: Naukova dumka, 1983. 216 p. (Rus)
24. Lypkivskiy K.O., Mozharovskiy A.H. Features of the integration of sections of the turns of the transforming element of the transformer-and-switches executive structure of the ac voltage converter. *Pratsi Instytutu elektrodynamiky Natsionalnoi Akademii Nauk Ukrainy*. 2018. No 51. Pp. 60–64. (Ukr)
25. Lypkivskiy K.O., Mozharovskiy A.H. Device for controlling the amount of AC voltage. Patent of Ukraine for utility model No 126885, MPK G05F 1/00, H02M 7/00, 2018. (Ukr)
26. Huang M., Dong L., Zhang J., Wang J., Hao Z. Research on the Differential Protection Algorithm of Multi-Tap Special Transformer. *Journal of Power and Energy Engineering*. 2014. Vol. 2. No 09. Pp. 98–105.
DOI: <http://dx.doi.org/10.4236/jpee.2014.29014>
27. Electronic Tap Switching Voltage Regulator. URL: <http://www.ustpower.com/comparing-automatic-voltage-regulation-technologies/avr-guide-electronic-tap-switching-voltage-regulator/> (accessed 05.03.2019)
28. Willems W., Vandoorn T.L., De Kooning, J. D., Vandevelde L. Development of a smart transformer to control the power exchange of a microgrid. *4th International Conf. Innovative Smart Grid Technologies Conference Europe*. 6-9 Oct. 2013, At Lyngby, Denmark. Pp. 1–5. DOI: <http://dx.doi.org/10.1109/ISGTEurope.2013.6695300>
29. Voltage Adjuster VA-1200. URL: https://www.radiomuseum.org/r/instant_voltage_adjuster_va_1200.html (accessed 16.03.2019).
30. Szczesniak, Pawel. The compensator of voltage sag/swell installed in connection terminals of small industrial plant or selected loads. In: *2017 19th European Conference on Power Electronics and Applications*. Europe, 2017. Pp. 1–6. DOI: <http://dx.doi.org/10.23919/EPE17ECCEurope.2017.8099029>
31. Lypkivskiy K.O., Mozharovskiy A.H. Current state and development trends of ac voltage converters with transformer-and-switches executive structure. *Tekhnichna Elektrodynamika*. 2018. No 5. Pp. 44–51. (Ukr)
32. Lypkivskiy K.O., Mozharovskiy A.H. Determination of the power of transforming elements in the reconfiguration of the transformer-and-switches executive structures of ac voltage stabilizers. Analysis of influence factors. *Tekhnichna Elektrodynamika*. 2018. No 3. Pp. 48–55. (Ukr)
33. COMSOL Multiphysics. URL: <http://www.comsol.com>.
34. Lypkivskiy K.O., Mozharovskiy A.H. Determination of the influence of changes in the limits of the input voltage range on the power of a transformer element of a voltage stabilizer with a transformer-and-switches executive structure. *Tekhnichna Elektrodynamika*. 2019. No 3. Pp. 46–54. (Ukr)

УДК 621.314

DOI: <https://doi.org/10.15407/publishing2019.54.119>

АНАЛІЗ ФАКТОРІВ, ЩО ВПЛИВАЮТЬ НА ЗНИЖЕННЯ ЕНЕРГОЄМНОСТІ ТЯГОВОЇ АКУМУЛЯТОРНОЇ БАТАРЕЇ ТА МІЖЗАРЯДНОГО ПРОБІГУ ЕЛЕКТРОМОБІЛІВ

В.Б. Павлов^{1*}, докт. техн. наук, **В.І. Будько**^{2**}, канд. техн. наук, **Д.О. Малахатка**³, канд. техн. наук, **В.Є. Павленко**⁴, **В.Ю. Іванчук**⁵

1, 3, 4 – Інститут електродинаміки НАН України,

пр. Перемоги, 56, Київ, 03057, Україна

2, 5 – Інститут відновлюваної енергетики НАН України,

вул. Гната Хоткевича, 20-а, Київ, 02094, Україна

e-mail: mobil99@ied.org.ua

Розглянуто питання енергетичної ефективності тягових акумуляторних батарей електромобілів під час їх експлуатації в міжміському циклі руху для оцінки економічності застосування електротранспортних засобів і визначення оптимальної відстані між станціями «швидкої зарядки» тягових акумуляторних батарей, що встановлюються на міжміських дорогах загального користування. Бібл. 12, рис. 3, таблиця.

Ключові слова: електромобіль, тягова акумуляторна батарея, енергоємність, енергоефективність.

Що більше електромобілів (ЕМ) у даний час з'являється на ринку і експлуатується в різних сферах світового господарства, то більше розмов ведеться про можливість зарядки тягових акумуляторних батарей (ТАБ) у будь-якому місці знаходження такого електротранспорту, включаючи як міські райони, так і міжміські шосе для забезпечення надійного руху електромобілів між містами.

На сьогодні практично всі випущені електромобілі мають заявлений міжзарядний пробіг понад 100 км, що цілком задовольняє споживачів під час експлуатації електромобілів у міських умовах або в невеликій віддаленості від міста (наприклад, у разі поїздки на дачу). У цьому випадку також не виникає проблем із зарядкою ТАБ електромобіля, яку можна здійснити як від домашньої розетки, так і від зарядних станцій, інфраструктура яких у світі (в т.ч. і в Україні) з кожним роком все більше розширюється.

Інша ситуація складається під час експлуатації ЕМ на міжміських трасах, де, незважаючи на деякі «екзотичні» проекти (наприклад, безконтактна «швидка зарядка» типу «Supercharger» на окремих ділянках дороги під час руху електромобіля), на цей час єдиним реальним способом забезпечити ефективну зарядку електромобілів є установка станцій «швидкої зарядки» ТАБ за шляхом проходження ЕМ.

Метою роботи є аналіз факторів, що впливають на практичний міжзарядний пробіг електромобіля та визначення оптимальної відстані між станціями швидкої зарядки, що встановлюються на міжміських дорогах загального користування.

Здебільшого виробники електромобілів вказують «рекламний» міжзарядний пробіг ЕМ, не акцентуючи уваги на цілій низці факторів, що впливають на цей показник. До них можна віднести такі: швидкість руху ЕМ; ступінь зарядки ТАБ; ККД зарядки і розрядки ТАБ; температуру навколишнього середовища; деградацію ТАБ у міру зношення; масу вантажу та екіпажу ЕМ.

Оскільки одним з найбільш істотних факторів є швидкість руху ЕМ, розглянемо вплив швидкості руху на величину питомої витрати енергії (кВт·год/км) для декількох типів електромобілів.

Опір руху ЕМ (і відповідно витрати питомої енергії) залежить від кількох складових, основна з яких – сила P_k опору коченню, $P_k = fG\cos\alpha$, де f – коефіцієнт опору коченню, G – маса ЕМ, α – кут підйому. У результаті потужність N_k , яка витрачається на подолання сили опору коченню для горизонтальної дороги ($\cos\alpha = 1$), має вигляд

$$N_k = \frac{Vfg}{1000},$$

де V – швидкість руху.

Якісні експериментальні залежності зміни коефіцієнта опору коченню від швидкості руху (a), тиску повітря в шині (b) і моменту, що передається через колесо ($в$), показано у вигляді відповідних графіків на рис. 1.

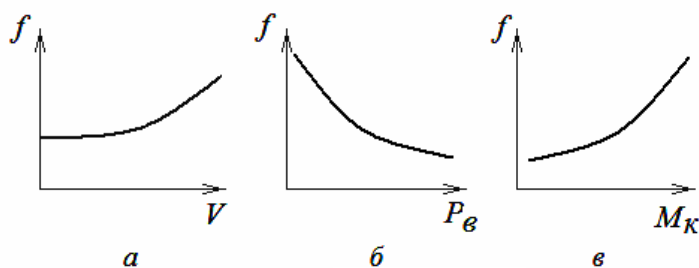


Рис. 1

лена виробником ЕМ) за швидкості 40 км/год, то до швидкості 120 км/год питома витрата енергії буде нелінійно змінюватися в бік значного збільшення [1].

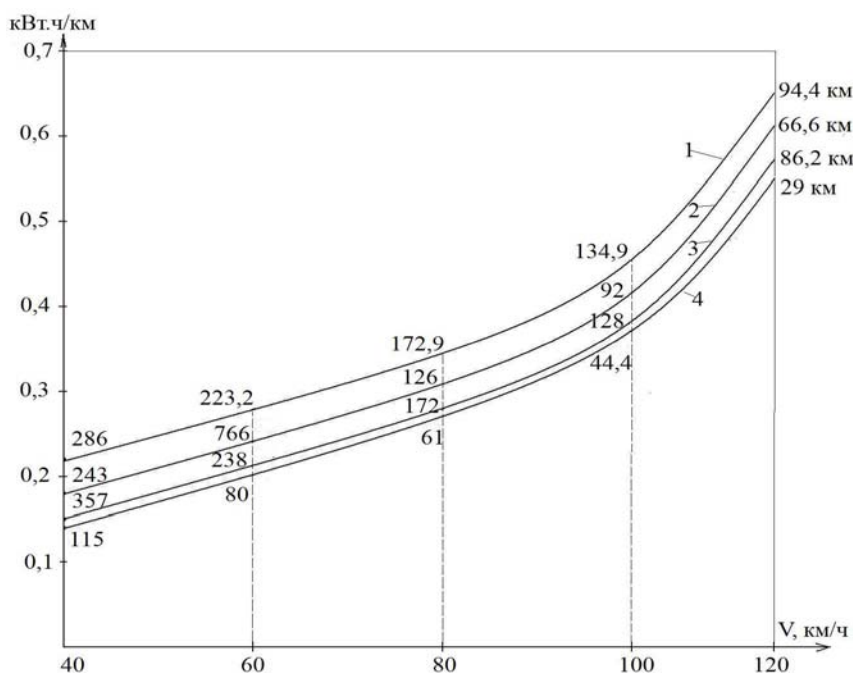


Рис. 2

На рис. 2 показано графіки зміни питомої витрати енергії в зв'язку зі збільшенням швидкості ЕМ для кількох електромобілів з різною енергоємністю ТАБ.

У таблиці наведено основні технічні дані сучасних ЕМ [2–7].

З графіків на рис. 2 видно, що в міру збільшення швидкості витрати енергії значно зростають і відповідно пробіг ЕМ на максимальній швидкості знижується в кілька разів порівняно з пробігом за швидкості в 40 км/год.

№ за/п	Електромобіль	Маса ЕМ, кг	Маса АБ у % маси ЕМ	Питома витрата енергії за швидкості 40 км/г	Енергоємність ТАБ, кВт·год
1	Byd E6	2200	27,9	0,314	61,4
2	Nissan Leaf 2018	1557	25,7	0,165	40
3	Tesla Model 3	2000	25	0,145	50
4	Peugeot iOn5	1195	13,9	0,139	16

Іншим важливим фактором, що впливає на величину енергоємності ТАБ і відповідно на пробіг ЕМ, є температура навколишнього середовища [8, 9]. За високої температури необхідно витрачати енергію ТАБ на кондиціонування салону і охолодження відсіку акумуляторної батареї. За низької температури енергія витрачається на обігрів салону і, якщо не передбачено термостатизування відсіку ТАБ, тобто підтримання середньої температури $\sim 25^\circ\text{C}$, тоді може відбуватися природне зниження енергоємності ТАБ, причому воно різне для різ-

них типів ТАБ. Як показала практика експлуатації електромобіля, наприклад, марки «Nissan Leaf 2018», у зимовий час його пробіг не перевищував 80 км.

Звернемося тепер до питання ступеня зарядженості ТАБ електромобіля на станціях «швидкої зарядки» і ступеня зарядженості АБ, за якої електромобіль має стати на зарядку. Відомо, що ідеологія «швидкої зарядки» передбачає обмежений час стоянки ЕМ на зарядній станції, встановленій на міжміській трасі. Отже, ТАБ електромобіля заряджається до 80 % максимальної енергоємності, а подальша його дозарядка до 100 % передбачає зниження зарядного струму і значне збільшення часу пробігу електромобіля, що неприйнятно під час руху за містом. Разом з тим користувачам електромобілів рекомендується підключатися до станції з ТАБ, що розряджена не менш ніж на 10 %.

Згідно з даними роботи [10] тягова акумуляторна батарея ЕМ має такі показники, як ККД зарядки і розрядки. Якщо перший показник впливає на економічну складову (необхідно «закачати» більше енергії від зарядної станції в ТАБ, ніж накопичиться її в батареї), то в другому випадку ККД розряду безпосередньо впливає на міжзарядний пробіг машини в бік його зменшення. Зазвичай виробники ТАБ не публікують таких даних, і користувач ЕМ може визначити значення цих ККД тільки експериментальним шляхом, враховуючи цей фактор у подальшому під час експлуатації машини.

Ще одним чинником, що впливає на міжзарядний пробіг, є маса вантажу, що перевозиться, та екіпажу ЕМ. Показники пробігу між зарядками не уточнюються виробником ані за умови повного завантаження машини, ані в разі, коли в ЕМ будуть знаходитися, наприклад, 2–3 людини та багаж або один водій і таке інше.

За даними робіт [10–12] питома витрата енергії ТАБ електромобіля на кілометр шляху прямо залежить від його маси. Інтерполюючи наведені в цих роботах дані, отримаємо графіки залежності витрати енергії в кВт·год/км від маси ЕМ, що показані на рис. 3, в діапазоні до 3,0 тонн. Очевидно, що питомі витрати енергії значно зростають зі збільшенням маси ЕМ, тобто цей фактор також необхідно враховувати під час визначення середнього міжзарядного пробігу ЕМ.

Крім того, деградація ТАБ у процесі її експлуатації в електромобілі також впливає на зниження її ємності, тим більше під час здійснення «швидкої зарядки», і, за даними виробників, через 2–3 роки експлуатації ЕМ вже має місце 80 % ємності ТАБ.

Таким чином, аналіз впливу на енергоємність тягової акумуляторної батареї електромобіля перерахованих вище факторів засвідчує, що показник практичного міжзарядного пробігу в середньому може знижуватися на 20–50 % порівняно з тим, який зазначено виробником ЕМ. Через цей чинник сучасний рівень розвитку автономних джерел живлення для зарядки ТАБ електромобілів передбачає, що середня відстань між станціями «швидкої зарядки» на міжміських трасах не має перевищувати 75–80 км практично для всіх випущених на сьогодні у світі електромобілів.

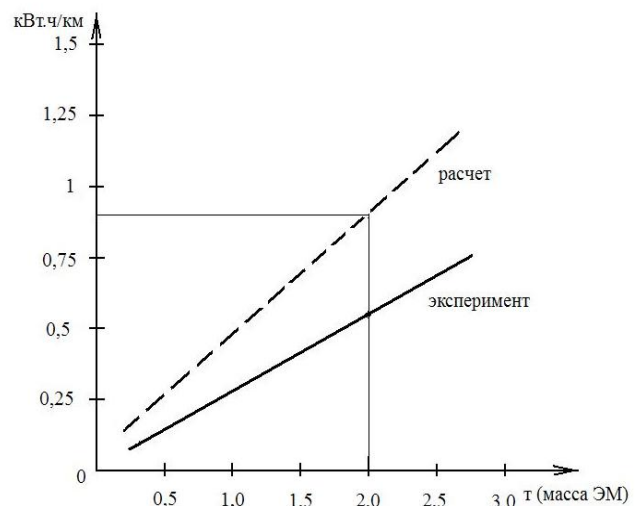


Рис. 3

Фінансується за держбюджетною темою «Розвиток теоретичних засад і розроблення рекомендацій по створенню високоефективних систем заряду накопичувачів енергії електромобільного транспорту з урахуванням вимог забезпечення електромагнітної сумісності з системою електроживлення» (шифр «Параметр-5»), що виконується за Постановою Бюро ВФТПЕ 05.07.2016 р., протокол № 11. Державний реєстраційний номер роботи 0116U008455.

1. Forces of resistance to movement and power necessary to overcome them. URL: <https://studfiles.net › preview › page:10> (accessed 12.02.2019) (Rus)
2. <https://www.smart.com/en/en/index/smart-eq-fortwo-453/technical-data.html> (accessed 12.02.2019)
3. <https://www.vw.com/> (accessed 12.02.2019)
4. <https://hev cars.com.ua/toyota/rav4-ev/> (accessed 28.01.2019)
5. <https://www.tesla.com/models> (accessed 14.02.2019)
6. <https://www.peugeot.co.uk/> (accessed 28.01.2019)
7. <https://www-europe.nissan-cdn.net/> (accessed 25.02.2019)
8. <https://electricrevs.com/2018/04/21/audi-e-tron-vs-jaguar-i-pace-battery-pack-comparison/> (accessed 12.02.2019)
9. Keller A. S., Whitehead G. Thermal characteristics of electric vehicle batteries. *SAE Techn. Pap. Ser.* 1991. No 911916. Pp. 37–47.
10. DeLuca W.H., Gillie K.R., Kulaga J.E., Smaga J.A., Tumillo A.F., Webster C.E. Performance and life evaluation of advanced battery technologies for electric vehicle applications. *SAE Techn. Pap. Ser.* 1991. No 911634. Pp. 25–34.
11. Bolger John G. The significance of inductive roadway power systems to dual mode transit. *Hybrid Dual Mode and Track. Syst. Elec. Veh. Dev. Group 4 th Int. Conf.*, London. Sept., 1981. Stevenage, 1981. Pp. 167–171.
12. Stavarache Paul, Mincinopschi Gheorghe. Experimentari privind intro decerea electronicii in actionarea vehiculelor electrice de transport uzinal. *Electrotehn., electron. Si autom. electro tehn.* 1986. Vol. 34. No 8. Pp. 317–320.

УДК 621.314

АНАЛИЗ ФАКТОРОВ, ВЛИЯЮЩИХ НА СНИЖЕНИЕ ЭНЕРГОЕМКОСТИ ТЯГОВОЙ АККУМУЛЯТОРНОЙ БАТАРЕИ И МЕЖЗАРЯДНОГО ПРОБЕГА ЭЛЕКТРОМОБИЛЕЙ

В.Б. Павлов¹, докт. техн. наук, **В.И. Будько²**, канд. техн. наук, **Д.А. Малахатка³**, канд. техн. наук, **В.Е. Павленко⁴**, **В.Ю. Иванчук⁵**

1, 3, 4 – Институт электродинамики НАН Украины,

пр. Победы, 56, Киев, 03057, Украина

2, 5 – Институт возобновляемой энергетики НАН Украины,

ул. Гната Хоткевича, 20а, Киев, 02094, Украина

Рассмотрены вопросы энергетической эффективности тяговых аккумуляторных батарей электромобилей при их эксплуатации в междугороднем цикле движения для оценки экономичности применения электротранспортных средств и определения оптимального расстояния между станциями «быстрой зарядки» тяговых аккумуляторных батарей, устанавливаемыми на междугородних дорогах общего пользования. Библи. 12, рис. 3, таблица.

Ключевые слова: электромобиль, тяговая аккумуляторная батарея, энергоёмкость, энергоэффективность.

ANALYSIS OF FACTORS AFFECTING REDUCED ENERGY CAPACITY BATTERY AND INTER-CHARGING ELECTRIC CARS

V.B. Pavlov¹, **V.I. Budko²**, **D.O. Malakhatka³**, **V.E. Pavlenko⁴**, **V.U. Ivanchuk⁵**

1, 3, 4 – Institute of Electrodynamics of the National Academy of Sciences of Ukraine,

pr. Peremohy, 56, Kyiv, 03057, Ukraine

2, 5 – Renewable Energy Institute of the National Academy of Sciences of Ukraine,

Hnat Hotkevych str., 20 a, Kyiv, 02094, Ukraine

The issues of energy efficiency of traction batteries of electric vehicles during their operation in the long-distance traffic cycle were considered to assess the efficiency of using electric vehicles and determine the optimal distance between the “fast charging” stations of traction batteries installed on long-distance public roads. References 12, figures 3, table.

Key words: electric vehicle, traction battery, energy intensity, energy efficiency.

Надійшла 25.03.2019

Received 25.03.2019