



ISSN 1727-9895

Праці Інституту електродинаміки Національної академії наук України

Збірник наукових праць

**Випуск
53**

**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
53

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. Lypkivskiy	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 № 6 від 6 червня 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 53

2019 р.

DOI: <https://doi.org/10.15407/publishing2019.53>

ЗМІСТ

ЕЛЕКТРОЕНЕРГЕТИЧНІ СИСТЕМИ ТА РИНКИ ЕЛЕКТРОЕНЕРГІЇ

- Кириленко О.В., Буткевич О.Ф., Черненко П.О., Блінов І.В.* Моделі, засоби та заходи забезпечення надійного та ефективного функціонування енергопостачальних компаній, балансування та розподілу електроенергії в ОЕС України.....5
- Кучерявая И.Н.* Влияние формы ферромагнитного экрана на степень снижения магнитного поля сверхвысоковольтной кабельной линии.....15
- Паньків В.І., Танкевич Є.М.* Математичні моделі миттєвих струмів короткого замикання трифазних високовольтних мереж.....21
- Парус Є.В., Блінов І.В.* Складові імітаційної моделі процесів ціноутворення на ринку електричної енергії України.....28

ЕЛЕКТРИЧНІ МАШИНИ ТА АПАРАТИ

- Кучинський К.А., Крамарський В.А.* Експериментальне дослідження теплообміну в аксіальних каналах зубців осердя статора турбогенератора.....35
- Кенсицький О.Г.* Розвиток наукових засад та розробка засобів підвищення показників безвідмовності потужних турбо- і гідрогенераторів.....39
- Бондар Р.П., Подольцев О.Д.* Періодичні та хаотичні режими роботи лінійного магнітоелектричного двигуна з віброударним типом навантаження.....48
- Липківський К.О., Можаровський А.Г.* Вплив розподілу втрат енергії в елементах автотрансформатора трансформаторно-ключової виконавчої структури стабілізатора напруги на ефективність використання його встановленої потужності60

НАПІВПРОВІДНИКОВІ ПЕРЕТВОРЮВАЧІ

- Волков І.В., Зозульов В.І., Голубєв В.В., Пащенко В.В., Сторожук А.І.* Оптимізація структурних вузлів магнітно-напівпровідникових генераторів імпульсів.....65
- Сенько В.І., Михайленко В.В., Розіскулов С.С., Бур'ян С.О., Чуняк Ю.М.* Перехідні процеси в електричних колах напівпровідникових перетворювачів з дев'ятизонним регулюванням напруги на електротехнологічному навантаженні.....75

ВИМІРЮВАННЯ ТА ДІАГНОСТИКА В ЕЛЕКТРОЕНЕРГЕТИЦІ

- Левицький А.С.* Контроль зусиль у стяжних призмах осердя статора потужних генераторів з використанням ємнісних сенсорів.....80
- Михаль О.О.* Науково-технічні основи підвищення точності прецизійних кондуктометричних вимірювань.....90

ТЕХНОЛОГІЧНЕ ЕЛЕКТРООБЛАДНАННЯ

- Ращенко А.П.* Электромагнитные параметры индуктора для возбуждения импульсов тока в процессах электропластической деформации металлов.....101
- Гориславец Ю.М., Глухенький О.І., Бондар О.І.* Система електроживлення електромагнітного перемішувача рідкого металу з почерговою дією пульсуючого та біжучого магнітних полів.....109
- Павлов В.Б., Будько В.І., Кириленко В.М., Будько М.О., Кириленко К.В.* Особливості роботи автономних зарядних станцій електромобілів з використанням фотоелектричних установок та буферних акумуляторів енергії.....117

CONTENTS

ELECTRICAL ENERGY SYSTEMS AND ELECTRICITY MARKET

<i>Kyrylenko O.V., Butkevych O.F., Chernenko P.O., Blinov I.V.</i> The models, tools, and measures to ensure reliable and efficient operation of energy supply companies, balancing and distribution of electricity in the IPS of Ukraine	5
<i>Kucheriava I.M.</i> Influence of ferromagnetic shield shape on mitigation of magnetic field generated by extra-high voltage cable line.....	15
<i>Pankiv V.I., Tankevych E. M.</i> Mathematical models of instantaneous fault currents of three-phase high-voltage networks.....	21
<i>Parus Ye., Blinov I.</i> Simulation model components of the price formation processes on the electricity market of Ukraine.....	28

ELECTRICAL MACHINES AND APPARATUS

<i>K.A. Kuchynskyi, V.A. Kramarsky, A.V. Khudyakov</i> Experimental research of heat exchange in axial channels of teeth of the core of the stator of a turbogenerator.....	35
<i>Kensytskyi O.H.</i> Development of scientific grounds and elaboration of means to increase the reliability indices of turbo- and hydrogenerators.....	39
<i>Bondar R.P., Podoltsev A.D.</i> Periodic and chaotic operating modes of the linear permanent magnet motor with the vibro-impact load.....	48
<i>Lypkivskyi K.O., Mozharovskyi A.G.</i> Influence of distribution of energy losses in the elements of the autotransformer of the transformer-and-switches executive structure of the voltage stabilizer on the efficiency of using its installed power.....	60

SEMICONDUCTOR CONVERTERS

<i>Volkov I.V., Zozulov V.I., Golubev V.V., Paschenko V.V., Storozhuk A.I.</i> Optimization of structural units of magnetic - semiconductor pulsesgenerators.....	65
<i>Senko V.I., Mykhailenko V.V., Roziskulov S.S., Buryan S.A., Chuniak J.M.</i> Transient processes in electric circuits of semiconductor converters with nine zoned regulation of voltage on electrotechnological load.....	75

MEASUREMENT AND DIAGNOSTICS IN POWER ENGINEERING

<i>Levytskyi A.S.</i> Control of efforts in tightening prisms of core in power generators with using capacitive sensors.....	80
<i>Mikhal O.O.</i> Scientific and technical bases of enhancement of precision conductometric measurements.....	90

TECHNOLOGICAL ELECTRICAL EQUIPMENT

<i>Rashchepkin A. P.</i> Electromagnetic parameters of the inductor for excitation of current pulses in the processes of electroplastic deformation of metals.....	101
<i>Goryslavets Yu.M., Glukhenkyi O.I., Bondar O.I.</i> Power supply system of liquid metal electromagnetic stirrer with alternating periodic action of pulsing and traveling magnetic fields.....	109
<i>Pavlov V.B., Budko V.I., Kyrylenko V.M., Budko M.O., Kerylenko K.V.</i> Features of operation of autonomous charger stations by electric vehicles using solar foteoelectric systems and buffer batteries of energy.....	117

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

Підписано до друку 29.08.19 Формат 60×84/8. Папір офс. Офс. друк. Ум.друк. арк. 9,6. Наклад 100 прим. Зам. 38
Включений до Переліку наукових фахових видань України, категорія «Б» 11.07.2019.

ЕЛЕКТРОЕНЕРГЕТИЧНІ СИСТЕМИ ТА РИНКИ ЕЛЕКТРОЕНЕРГІЇ

УДК 621.311

DOI: <https://doi.org/10.15407/publishing2019.53.005>

МОДЕЛІ, ЗАСОБИ ТА ЗАХОДИ ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ НАДІЙНОГО ТА ЕФЕКТИВНОГО ФУНКЦІОНУВАННЯ ЕНЕРГОПОСТАЧАЛЬНИХ КОМПАНІЙ, БАЛАНСУВАННЯ ТА РОЗПОДІЛУ ЕЛЕКТРОЕНЕРГІЇ В ОЕС УКРАЇНИ

О.В. Кириленко^{*}, акад. НАН України, О.Ф. Буткевич^{**}, докт. техн. наук,
П.О. Черненко, докт. техн. наук, І.В. Блінов^{***}, докт. техн. наук

Інститут електродинаміки НАН України,
пр. Перемоги, 56, Київ, 03057, Україна,
email: kirylenko@ied.org.ua

Стисло викладено основні результати виконання у відділі №3 Інституту електродинаміки НАН України наукових завдань Цільової комплексної програми наукових досліджень НАН України «Науково-технічні основи енергетичного співробітництва між Україною та Європейським Союзом» (Об'єднання - 3). Бібл. 8, рис. 2, табл. 1.

Ключові слова: електропостачання, релейний захист та автоматика, післяаварійний стан електричної мережі, модель, інтелектуальна система, короткострокове прогнозування електроспоживання, штучні нейронні мережі, ринок електроенергії, пропускна спроможність

Загальна направленість досліджень – режими електроенергетичних систем і об'єктів та керування ними.

Наукове завдання: «Розроблення інтелектуальної системи оперативного аналізу післяаварійного стану електричних мереж для підтримки рішень диспетчера з відновлення електропостачання» (науковий керівник завдання – гол. наук. співр. Буткевич О.Ф., відповідальні виконавці – ст. наук. співр. Парус Є.В., мол. наук. співр. Колесникова Н.Ф.).

Мета наукового завдання – розробити засоби оперативного аналізу післяаварійного стану (ПАС) розподільних електричних мереж (ЕМ) для підвищення ефективності прийняття диспетчером ЕМ рішень з відновлення електропостачання.

Суть виконаного наукового завдання. В ЕМ час від часу виникають аварійні пошкодження, що призводять до знеструмлень споживачів та недовідпуску електроенергії. Швидкість відновлення електропостачання залежить від правильності рішень, що їх приймає диспетчер ЕМ внаслідок аналізу ПАС ЕМ, визначаючи *гіпотетичне* місце (місця) пошкодження (об'єктів чи елементів ЕМ). До такого місця спрямовується оперативна виїзна бригада для відновлення електропостачання. У разі прийняття диспетчером правильних рішень з відновлення електропостачання мінімізуються тривалість аварійних знеструмлень та обсяги відповідних економічних збитків, транспортні витрати оперативних виїзних бригад, зменшується тривалість «незручностей» у соціальній сфері та інше.

Аналіз ПАС ЕМ та прийняття диспетчером ЕМ відповідних рішень в ЕМ України відбувається за умов неповноти оперативної інформації. Під час виконання наукового завдання як об'єкт диспетчерського керування було обрано типовий підрайон ЕМ енергопостачальної компанії ПрАТ «Київобленерго» і досліджено особливості оперативного

аналізу ПАС ЕМ та впливу наявних складу та обсягів інформації на адекватність прийняття рішень диспетчером ЕМ. Якісний та кількісний склад оперативних даних (телеінформації), що надходять на пункт диспетчерського керування (ПДК) ЕМ, не дає змоги застосувати відомі формальні засоби для аналізу (оцінювання) ПАС ЕМ, тому потрібно було знайти інший підхід до розв'язання зазначеної задачі, який би обмежувався використанням відомостей, які можна реально одержати на ПДК ЕМ. Тут слід підкреслити, що диспетчер зазначених ЕМ одержує інформацію (у вигляді телесигналів (ТС), що не мають «міток» часу) про спрацювання вимикачів, але наразі не одержує інформацію про спрацювання пристроїв РЗА (за винятком аварійно-попереджувальної сигналізації, зокрема про спрацювання газового захисту трансформаторів, переобтяження та перегрів трансформаторів, появу «землі» на шинах), яка відіграє важливу роль у розв'язанні задачі аналізу ПАС ЕМ. Водночас існують реальні технічні можливості, щоб забезпечити надходження на ПДК ЕМ також і ТС про запуск пристроїв РЗА, що потребує від працівників відповідних служб ПрАТ «Київобленерго» додаткової роботи, пов'язаної, насамперед, із «заведенням» до пристроїв телемеханіки на електричних підстанціях дискретних сигналів, які свідчитимуть про спрацювання відповідних пристроїв РЗА.

З урахуванням можливості одержання на ПДК ЕМ інформації про функціонування пристроїв РЗА, практична «матеріалізація» якої надасть змогу вирішити питання оперативного аналізу ПАС ЕМ та визначити місце (місця) аварійного пошкодження, було розроблено прототип інтелектуальної системи (ІС), в якому реалізовано підхід до пошуку розв'язання задачі аналізу ПАС ЕМ у просторі станів пристроїв РЗА та вимикачів з використанням інформації (у вигляді ТС про спрацювання пристроїв РЗА та вимикачів), що надійшла на ПДК ЕМ. Оскільки швидкоплинність аварійних подій є значно вищою від частоти надходження телеінформації на ПДК ЕМ, то згідно з положеннями реалізованого підходу передбачається, що на момент виконання оперативного аналізу ПАС ЕМ усі аварійні ТС уже надійшли на ПДК ЕМ. Частина ТС може не надійти на ПДК ЕМ, тобто може бути «втрачена» внаслідок відмов засобів телемеханіки (саме тому такі факти про спрацювання на об'єктах ЕМ пристроїв РЗА та вимикачів будуть невідомими на ПДК ЕМ). Відмови також можуть стосуватися пристроїв РЗА та вимикачів. Крім того, пристрої РЗА можуть хибно спрацювати.

Зазначений підхід базується на формалізованих знаннях про умови та особливості функціонування пристроїв РЗА та на відношеннях, що існують між елементами ЕМ, між елементами ЕМ та комутаційними апаратами (вимикачами), між елементами ЕМ та пристроями РЗА, між самими пристроями РЗА, між пристроями РЗА та вимикачами.

Такі відношення відтворюються в спеціальній інформаційній структурі ІС, яка на *зовнішньому* рівні ІС (рівні користувача) подається у вигляді спеціальних «форм» для введення та редагування інформації засобами інструментального інтерфейсу ІС. На *внутрішньому* рівні (рівні функціонування засобів ІС) ці «форми» автоматично опрацьовуються засобами ІС.

Розв'язком задачі аналізу ПАС ЕМ засобами ІС є визначення місця (місць) аварійного пошкодження (з точністю до елемента ЕМ, безпосередньо пов'язаного з виникненням аварійної події) з інтерпретацією послідовності подій (в «координатах» стану пристроїв РЗА та вимикачів), внаслідок яких виник ПАС ЕМ. Важливу роль тут відіграє інформація щодо умов та особливостей функціонування наявних в ЕМ пристроїв РЗА, яка використовується під час формування («наповнення») баз даних та знань (БД та БЗ) ІС. До сучасних мікропроцесорних пристроїв (МП), що реалізують низку функцій різних РЗА, належать МП сімейства REL6** фірми АВВ, що експлуатуються не лише в ЕМ ПрАТ «Київобленерго», зокрема на електричній підстанції «Бориспіль» 110/35/10 кВ, а і в магістральних ЕМ ОЕС України. Для врахування особливостей функціонування зазначених пристроїв за різних режимних умов було виконано додаткові дослідження (насамперед в частині визначення пошкодженої фази та уставок спрацювання модуля фазного селектора), оскільки результати виконання наукового завдання в цій частині мали подвійне призначення: крім підготовки інформації для формування БД та БЗ ІС, призначеної для аналізу ПАС

розподільних ЕМ рівня обленерго, розроблені програмні засоби мали надавати можливість виконання відповідних розрахунків і для магістральних ЕМ ОЕС України.

Процес розв'язання задачі оперативного аналізу ПАС ЕМ засобами ІС подається у вигляді вирішення двох основних підзадач: 1) *генерування гіпотез* щодо пошкодженого елемента ЕМ; 2) *верифікації* генерованих *гіпотез*. Необхідною умовою для генерування гіпотез є надходження на ПДК ЕМ аварійних ТС. Оскільки наразі надходження на ПДК ЕМ ПрАТ «Київобленерго» ТС про функціонування пристроїв РЗА не реалізовано, то було розроблено програмні засоби *імітатора надходження сигналів* для формування векторів (масивів) «аварійних сигналів», що відповідатимуть складу ТС за певної гіпотетичної (модельованої) аварії в ЕМ.

З використанням імітатора надходження сигналів було виконано тестування в режимі *off-line* засобів ІС за різних сценаріїв та об'єктів виникнення та розвитку аварій в обраному підрайоні ЕМ ПрАТ «Київобленерго». Під час розв'язання задачі аналізу ПАС ЕМ засобами ІС формується відповідний протокол, в якому відтворюється послідовність верифікації сформованих гіпотез з інтерпретацією ТС.

Зазначимо, що внаслідок верифікації гіпотез існує ймовірність виникнення ситуації, коли серед багатьох генерованих гіпотез виявляються такі, жодну з яких через брак інформації (неповноту інформації) не може бути спростовано, а знайдені інтерпретації ТС для таких гіпотез будуть «неповними» (у тому сенсі, що інтерпретація ТС не забезпечує виконання умови повної ізоляції-відокремлення гіпотетично пошкодженого елемента від ЕМ). У таких випадках для прийняття остаточного рішення – вибору одного із наявних (визначених) варіантів – диспетчер має задіяти додаткову інформацію.

Внаслідок виконання наукового завдання було одержано **нові результати**: створено прототип ІС оперативного аналізу ПАС ЕМ для підвищення ефективності прийняття диспетчером ЕМ рішень з відновлення електропостачання, у тому числі розроблено програмні засоби «подвійного призначення», що стосуються визначення та врахування особливостей функціонування РЗА, реалізованих в МП сімейства REL6**, та програмні засоби імітатора надходження сигналів.

Розроблені програмні засоби визначення пошкодженої фази та автоматизованих розрахунків уставок спрацьовування модуля фазного селектора і сектора навантаження МП REL6** перевірено ДП «НЕК «Укренерго» з використанням реальних даних і рекомендовано до впровадження в промислову експлуатацію в ЕМ ОЕС України. Повномасштабне впровадження розробленого прототипу ІС буде можливим після забезпечення надходження на ПДК ЕМ інформації (ТС) про спрацьовування пристроїв РЗА.

За тематикою наукового завдання опубліковано монографію та статтю. Одержано 2 свідоцтва про реєстрацію авторського права на твір.

Наукове завдання: «Розроблення методики і програмного комплексу ретроспективного аналізу, статистичної обробки та короткострокового прогнозування добових графіків сумарного електричного навантаження енергопостачальної компанії» (науковий керівник завдання – пров. наук. співр. Черненко П.О., виконавці – мол. наук. співр. Мірошник В.О., пров. інж.-прогр. Заславський А.І.).

Для розв'язання більшості технологічних задач планування режимів енергосистеми необхідно спиратися на добові графіки погодинного електричного навантаження (електроспоживання) з певним упередженням (від 1 до 7 діб). Ця інформація отримується в результаті короткострокового прогнозування сумарного електричного навантаження (СЕН), саме тому ефективність вирішення зазначених технологічних задач суттєво залежить від точності та надійності результатів короткострокового прогнозування СЕН.

В умовах майбутнього лібералізованого ринку електричної енергії України електропостачальні компанії отримують прямі економічні стимули для підвищення точності погодинних прогнозів СЕН. Згідно з прийнятим законом «Про ринок електричної енергії» та затвердженими «Правилами ринку» електропостачальники є сторонами, відповідальними за баланс своїх споживачів, а також зобов'язаними нести фінансову відповідальність за неба-

ланси електричної енергії перед оператором системи передачі. Ціна ж небалансу буде залежати від маржинальної ціни на балансувальному ринку за розрахунковий період.

Мета наукового завдання – побудова аналітичної адитивної математичної моделі (ММ) прогнозування СЕН та моделі прогнозування СЕН із застосуванням штучних нейронних мереж (ШНМ).

Розроблений на основі цих досліджень програмний комплекс ретроспективного аналізу, статистичного оброблення та короткострокового прогнозування добових графіків СЕН енергопостачальної компанії складається з декількох відносно незалежних програмних модулів, об'єднаних загальним інтерфейсом користувача і єдиною базою даних (БД). До складу комплексу входять такі складові: БД з окремим блоком достовірності інформації, програмні засоби ретроспективного аналізу та моделювання залежності СЕН від зовнішніх чинників, модулі прогнозування за аналітичною ММ та з використанням ШНМ, а також модуль аналізу результатів прогнозування.

БД містить різноманітну вихідну інформацію: технологічну – погодинні значення електричного навантаження та добової спожитої електроенергії енергоємних підприємств та обласних енергопостачальних компаній; метеорологічну – значення з різною дискретністю температури повітря та рівня хмарності на відповідній території; календарну – дати вихідних, святкових, перед- і післясвяткових днів, днів переносу вихідних. БД та програмні засоби зберігання і обробки інформації зроблені так, що до БД може бути занесена будь-яка додаткова інформація з різною дискретністю.

Для коректної оцінки точності результатів прогнозування в процесі роботи програмного комплексу до БД заносяться і зберігаються погодинні значення прогнозованих добових графіків СЕН, прогнозні та реальні значення зовнішніх чинників, що впливають на СЕН, і задані параметри прогнозування.

Достовірність інформації. Проведений попередній аналіз добових графіків електричного навантаження енергоємних підприємств та енергопостачальних компаній показав наявність в них аномальних значень у вигляді одиночних та групових викидів. За природою виникнення розрізняються аномальні значення, викликані збоями в системах збору, передачі та обробки даних, та аномальні значення, викликані реальною зміною навантаження внаслідок аварійного відключення чи суттєвої планової зміни режиму роботи енергоємних підприємств. Викиди першої групи не впливають на СЕН енергопостачальної компанії, що живить вказане підприємство, а поява викидів другої групи відображається на графіках електричного навантаження енергосистеми. Використання аномальних даних призводить до викривлення впливу на СЕН зовнішніх факторів під час використання ММ, що спричиняє зниження точності та стабільності результатів прогнозування. Для усунення зазначеного негативного впливу проводиться достовірність вихідної інформації. Розроблено алгоритм та програмно реалізовано ітераційну процедуру достовірності значень СЕН, яка дозволяє статистично коректно виявляти як одиночні, так і групові аномальні значення. Відновлення даних проводиться на основі інтерполяції з урахуванням тривалості викиду.

Засоби ретроспективного аналізу інформації в БД дають можливість відобразити на екрані дисплею ПЕОМ усю наявну в БД інформацію за заданий період та провести її статистичну обробку за такими видами задач:

- аналіз добових графіків СЕН енергопостачальної компанії, ЕП та температури повітря;
- аналіз характерних значень добових графіків СЕН та температури за заданий період.

Розроблені програми дозволяють проводити аналіз зміни в часі характерних добових параметрів – середньодобового та екстремальних добових значень, значень за задану годину (у цьому випадку ми отримуємо графік годинного зрізу), характеристик СЕН – коефіцієнтів заповнення і нерівномірності добових графіків; проводити кореляційний аналіз; будувати гістограми розподілу значень та інше. Аналіз сформованих вибірок даних передбачає можливість проведення за допомогою поліномів Чебишева апроксимації нестационарного процесу по погодинним зрізам для визначення тренду даних. У такому разі степінь поліному може бути або задано, або визначено згідно з критерієм мінімуму похибки апроксимації.

Засобами ретроспективного аналізу проводиться перевірка зміни СЕН у часі, а використання засобів моделювання залежності СЕН від зовнішніх чинників дозволяє побудувати графік регресійної залежності СЕН від певного чинника, зробити його лінійну або нелінійну апроксимацію, розрахувати коефіцієнти кореляції між СЕН та значеннями чинника. Вплив зовнішніх чинників на СЕН визначається зміною режимів роботи підключеного електричного устаткування, а також складом і кількістю додаткового обладнання. Цей вплив не однаковий для різних сезонів року, різних днів тижня (робочий день, субота, неділя) і навіть різних годин доби (нічних, денних). Це обумовлює необхідність будувати окрему ММ залежності СЕН від конкретного чинника для кожного сезону, типу дня, години.

У зв'язку з суттєвими змінами структури електроспоживання протягом року весь річний інтервал СЕН розбивається на два або чотири підінтервали. У першому випадку в окремий інтервал виділяється період, пов'язаний з використанням електричного обладнання за централізованого теплопостачання. Більш точну модель можна отримати, коли інтервал, не пов'язаний з централізованим теплопостачанням, додатково розбивається на три умовні підінтервали. Перший – весняний (після відключення централізованого теплопостачання), який характеризується від'ємним кореляційним зв'язком між СЕН та температурою повітря, але з іншим складом навантаження. Другий – літній, що характеризується зоною нечутливості та додатним кореляційним зв'язком між СЕН та температурою повітря. Третій – осінній, що характеризується від'ємним кореляційним зв'язком між СЕН та температурою повітря, але з іншим складом структури споживання.

Для більш коректної побудови моделі використовуються не реальні значення температури повітря, а «ефективні», які розраховуються за певним алгоритмом з урахуванням попередніх значень температури і коефіцієнтів інерційності. Критерієм правильності моделі розрахунку ефективної температури і величини коефіцієнтів інерційності є точність короткострокового прогнозу, зробленого за цією моделлю.

Програмний блок короткострокового прогнозування дає можливість прогнозувати добові графіки погодинних значень СЕН енергопостачальної компанії на інтервал упередження в 1 – 7 діб. Для прикладу на рис. 1 показано реальний та прогнозований за аналітичною моделлю графіки СЕН, а на рис. 2 – графік похибок прогнозування. Прогнозування можна здійснювати для будь-якої заданої користувачем дати за умови, що в БД є необхідна передісторія.

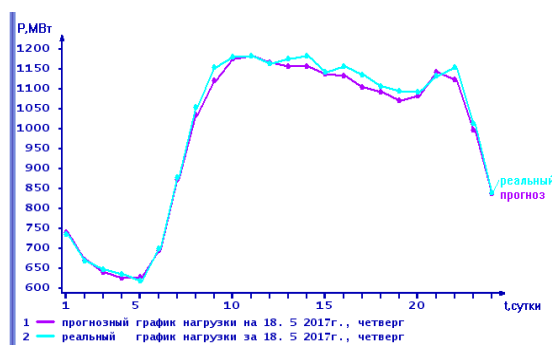


Рис. 1

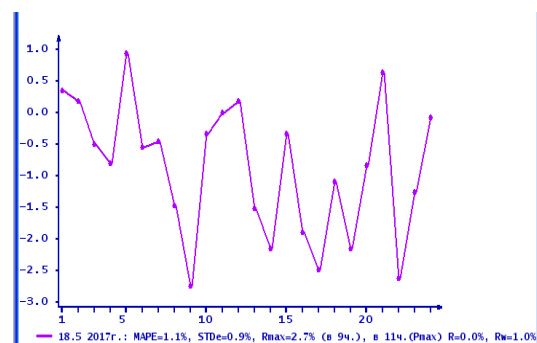


Рис. 2

У процесі застосування модуля прогнозування за аналітичною ММ потрібно, щоб у БД зберігалась інформація як мінімум за два роки. На основі інформації за перший рік будується ММ та формуються програми зв'язку СЕН із зовнішніми чинниками, які впливають на нього. За даними другого року коректуються складові ММ і робиться оцінка точності та стабільності результатів прогнозування.

Прогнозні значення СЕН формуються як сума прогнозів значень окремих складових: базової, трендової, метеорологічної та астрономічної. Такий підхід дозволяє коректно інтерпретувати результати прогнозування, аналізувати причини виникнення похибок та незалежно вдосконалювати моделювання окремих складових. Недоліком цього підходу є

необхідність побудови ММ зв'язку СЕН з усіма зовнішніми чинниками, що впливають на нього.

Модуль прогнозування з використанням ШНМ. Багатощарова структура з паралельною обробкою даних дає змогу ШНМ відтворювати складні нелінійні залежності. Дані можуть задаватись сукупним масивом або групами, розділеними за фізичною природою зовнішніх чинників. ШНМ може складатися з окремих модулів, які об'єднуються в більш глибоких шарах. Оцінка всіх параметрів моделі проводиться в рамках однієї оптимізаційної задачі, що дає змогу апроксимувати форму залежності між СЕН та зовнішніми факторами найкращим чином з точки зору цільової функції. Недоліками ШНМ можна вважати складність інтерпретації результатів прогнозування та більшу кількість даних, необхідних для навчання.

Для підтвердження гнучкості ШНМ було проведено розрахунки визначення оптимального методу врахування зміни структури навантаження протягом року. Середня абсолютна оцінка похибки прогнозування MAPE розраховувалась за формулою

$$MAPE = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \left| \frac{P_i^{\text{факт}} - P_i^{\text{прогноз}}}{P_i^{\text{факт}}} \right| \cdot 100\%$$

Було досліджено чотири ШНМ типу багатощаровий персептрон з одним прихованим шаром нейронів. ШНМ «net» навчалась на річних даних без ознаки сезону, ШНМ «net_add» навчалась на річних даних та мала ознаку у вигляді вхідного нейрону, що набуває значення 1 – опалювальний сезон та 0 – міжсезоння, ШНМ «net_w» навчалась на даних опалювального сезону, а ШНМ «net_s» – на даних міжсезоння. Мінімізація цільової функції проводилась методом спряжених градієнтів у модифікації Полака-Райбера. У результаті перехресної перевірки було отримано наступні архітектури нейронних мереж: net 22 – 13 – 1, net_add 23 – 13 – 1, net_w 22 – 13 – 1, net_s 22 – 11 – 1. Як нелінійну функцію активації нейронів прихованого шару було використано функцію *selu* (scaled exponential linear unit). Додавання нейрону, який вказує на сезон року, знизило середньорічну похибку MAPE з 3,93 % до 3,85 %, тобто на 2 %. Водночас навчання окремих нейронних мереж для різних сезонів знизило середньорічну похибку MAPE з 3,93 % до 3,65 %, або на 7,1 %. (див. таблицю).

Вид даних, на яких проводилось навчання нейронної мережі	Точність прогнозування для різних сезонів року (MAPE)		
	Опалювальний сезон 2015–2016 рр.	Міжсезоння 2016р.	Річні дані
річні дані без ознаки сезону	3.61	4.23	3.93
річні дані з ознакою сезону	3.49	4.18	3.85
дані за опалювальний сезон	3.58	–	3.65
дані за міжсезоння	–	3.73	3.65

Програмний модуль аналізу результатів прогнозування дає змогу одночасно вивести на дисплей прогнозований та реальний добові графіки СЕН і графік погодинних похибок прогнозу, прогнозний та реальний графіки температури повітря, задані значення параметрів прогнозування. Це дає нагоду користувачеві проаналізувати причини, якими викликані похибки. Це можуть бути, наприклад, невірний прогноз температури повітря чи хмарності, невірно визначені значення ефективної температури, некоректно побудовані моделі залежності СЕН від зовнішніх чинників, невраховані особливості прогнозного дня (наприклад, перенесення вихідних, робочий день після кількох святкових днів поспіль тощо). Визначивши причини похибок прогнозу, користувач може внести певні корективи в параметри прогнозування, наприклад, поміняти значення коефіцієнтів інерційності в разі розрахунку ефективної температури повітря.

Унаслідок виконання наукового завдання одержано **нові результати**.

1. Розроблено методику декомпозиції нестационарного часового ряду сумарного електричного навантаження на окремі складові, які характеризують вплив на СЕН технологічних, метеорологічних і астрономічних факторів. На її основі побудовано адитивну багато-

факторну математичну модель прогнозування СЕН та розроблено програмний комплекс. Визначено послідовність виділення і алгоритми розрахунку компонентів моделі, що дають змогу провести коректне виділення одночасного впливу зазначених факторів і суттєво знизити залишкову складову електричного навантаження.

2. Розроблено математичну модель метеорологічної складової, що враховує ефект інерційності впливу температури повітря, якісно різні характери її впливу на СЕН залежно від періоду року, а також нечутливість навантаження до зміни температури в певному інтервалі.

3. Розроблено ШНМ глибинного навчання eResNet, що забезпечує точніші результати прогнозування в порівнянні зі стандартним багатошаровим перцептроном за наявності достатньої кількості даних.

4. Встановлено, що реалізація в програмному комплексі процедур зберігання та аналізу результатів прогнозування забезпечує коректніше оцінювання точності результатів прогнозування, дає змогу визначати причину виникнення похибки (похибка ММ чи прогнозна інформація про впливи зовнішніх факторів).

Розроблений програмний комплекс передбачається використовувати в енергопостачальних компаніях для підвищення точності та стабільності результатів короткострокового прогнозування СЕН.

За тематикою наукового завдання опубліковано 6 статей.

Наукове завдання: «Розроблення моделей, вимог та заходів щодо формування об'єднань учасників ринку електричної енергії для забезпечення ефективного балансування та розподілу електроенергії в ОЕС України» (науковий керівник завдання – пров. наук. співр. Блінов І.В., відповідальний виконавець – ст. наук. співр. Танкевич С.Є.).

Мета наукового завдання – створення науково-технічних засад підвищення ефективності балансування та розподілу електроенергії в ОЕС України з урахуванням європейських вимог шляхом розроблення інформаційних моделей, вимог та заходів щодо формування об'єднань виробників та постачальників електроенергії та взаємообміну інформацією між ними.

Суть наукових завдань: виконання аналізу основних можливих моделей керування даними на ринку електричної енергії для визначення найбільш перспективної та доцільної моделі з урахуванням поточного стану розвитку ринку електричної енергії України; розроблення загальної бізнес-інформаційної моделі врегулювання небалансів; визначення технічних, комерційних та регуляторних аспектів, що впливають на функціонування балансувальних груп з урахуванням міжнародних норм та чинного законодавства України. Показано, що керування даними містить процеси валідації, зберігання, захисту, обробки та отримання як комерційних, так і технологічних даних. Відзначено, що в широкому сенсі існує два підходи до керування даними: децентралізований та централізований. У централізованому підході одна сторона є відповідальною за керування даними, що може також їх збирати, зберігати, обробляти та надавати доступ до них. У децентралізованому підході кілька різних сторін можуть бути включені в цей процес. На основі виконаних досліджень та з огляду на впровадження в Україні нової системи керування даними на ринку електроенергії визначено доцільним впровадження саме централізованої моделі в частині оператора даних. Перевагою централізованої моделі є полегшена верифікація та організація обміну даними і, як наслідок, можливість зменшення інвестиційних витрат на впровадження такої системи та спрощення реалізації такого проекту. За результатами роботи в процесі розроблення основних положень щодо обміну даними між учасниками ринку електроенергії визначено доцільним базуватися на моделі реалізації обміну даними на ринку електроенергії з використанням централізованого сховища (концентратора) даних у відповідності до визначених Європейською комісією основних моделей керування даними.

Отримані **нові результати** дозволили визначити, що для забезпечення стандартизованого інформаційного обміну електронними даними та документами на ринку електричної енергії України, що здійснюється з метою ведення торгівельних та бізнес-операцій, необхідними передусім є документи, які стосуються керування енергетичними системами та

пов'язаними з ним процесами інформаційної взаємодії. Мова йде, насамперед, про стандарти Міжнародної електротехнічної комісії серії ІЕС 62325, що стосуються використання сучасних мережевих технологій для забезпечення ефективного функціонування ринку електроенергії, в тому числі створення системи інформаційно-технологічного забезпечення керування його роботою, надійності, оперативності та безпеки комунікаційних систем.

Виконано аналіз і зіставлення ролей та бізнес-сфер гармонізованої моделі європейського ринку електроенергії та відповідних ролей і сегментів ринку електроенергії, що планується впровадити в Україні. На основі виконаного аналізу показано, що розподіл ролей у новій моделі ринку електроенергії України в цілому відповідає європейській гармонізованій моделі. Суттєва різниця між європейською моделлю та моделлю ринку електроенергії України полягає в об'єднанні багатьох ролей та функцій. Оператором системи передачі. Зокрема, зіставлення показало, що Оператор системи передачі виконує велику кількість ролей в сегменті комерційного обліку, розподілу пропускної спроможності, урегулювання небалансів, планування, оскільки він є Адміністратором комерційного обліку, Адміністратором розрахунків, Стороною, відповідальною за розподіл, валідацію та координацію пропускної спроможності, Системним оператором та Стороною, відповідальною за резервування пропускної спроможності. На основі проведених досліджень удосконалено концептуальну бізнес-інформаційну модель ринку електричної енергії України на основі гармонізації рольової моделі ENTSO-E. Виконано розробку окремих складових бізнес-інформаційної моделі урегулювання небалансів на основі положень міжнародних стандартів серій ІЕС 62325. Важливою складовою процесів урегулювання небалансів є реалізація зазначених процесів в межах балансувальних груп – нових для України ринкових об'єднань учасників ринку.

Показано, що дрібним споживачам і виробникам важко потрапляти в окремі сегменти ринку та брати в них участь, враховуючи складність балансування їх графіків навантаження. Тому в деяких європейських країнах використовується підхід консолідації таких споживачів і виробників в балансувальні групи. Подібний підхід також передбачений і в Законі України «Про ринок електроенергії», де балансувальна група визначена як об'єднання учасників ринку, у межах якого визначений договором учасник несе відповідальність за баланс електричної енергії всіх інших учасників ринку, що входять до зазначеної групи.

У роботі визначено технічні, комерційні та регуляторні аспекти, що впливають на функціонування балансувальних груп з урахуванням міжнародних норм та чинного законодавства України. Розглянуто приклад такого об'єднання учасників ринку, що має бути фактично сформовано в Україні, – балансувальну групу виробників за "зеленим" тарифом, питанням урегулювання небалансів якої займається сторона, відповідальна за баланс, а саме Гарантований покупець. Враховуючи особливості формування власних графіків роботи та технологічні обмеження для участі виробників електричної енергії за "зеленим" тарифом, саме Гарантований покупець від їх імені забезпечує подання заявок та пропозиції щодо продажу та купівлі електроенергії в організованих сегментах ринку електроенергії, а саме ринку «на добу наперед» та балансувальному ринку. Визначено ряд важливих задач, які мають вирішувати балансувальні групи: забезпечення балансу в межах балансувальної групи; використання балансувальної енергії для покриття різниці між фактичними і передбачуваними обсягами електроенергії в мережі; створення системи фінансового врегулювання питань використання балансувальної енергії та надання аналогічних послуг; покращення інтеграції відновлювальних джерел енергії в енергосистему. Показано, що слід виділяти такі основні типи балансувальних груп: торгові балансувальні групи, балансувальні групи постачальників (головним чином використовуються для забезпечення споживачів) та комбіновані балансувальні групи (для торгівлі й забезпечення споживачів).

Розроблена загальна бізнес-інформаційна модель урегулювання небалансів, яку уточнено з використанням діаграм послідовностей дій та діаграми взаємодій, що визначають інформаційні потоки та послідовність обміну даними. Така модель дозволяє сформулювати загальні вимоги щодо побудови автоматизованої інформаційної системи врегулювання небалансів та її взаємодію з суміжними системами, а також забезпечити загальне уявлення

про модель та принципи функціонування цього сегменту лібералізованої моделі ринку електричної енергії України. Отримані результати роботи є основою для забезпечення функціонування нових сегментів ринку електричної енергії з урахуванням технологічних особливостей функціонування ОЕС України.

Результати робіт використано:

- при впровадженні міжнародних стандартів серії ІЕС 62325 як національних, а саме ІЕС 62325-451-2; ІЕС 62325-451-3; ІЕС 62325-451-4;
- під час гармонізації та науково-технічного редагування термінів та визначень відповідних понять гармонізованої рольової моделі ринку електроенергії, а також розробці уточненої загальної схеми гармонізованої моделі ринку електроенергії з використанням методології моделювання UMM, що виконані на замовлення ДП «НЕК «Укренерго».

За тематикою наукового завдання опубліковано монографію та 4 статті у фахових виданнях.

Джерело фінансування наукових завдань – загальний фонд Державного бюджету, код програмної класифікації видатків 6541030 (прикладні дослідження). Наукові завдання виконувалися відповідно до Постанов Президії НАН України № 311 від 30.12.2015 р., № 369 від 27.12.2017 р. та розпорядження Президії НАН України від 01.02.2018 р. № 69. Шифр – «Об'єднання». Державні реєстраційні номери робіт: 0116U006459, 0116U006639, 0116U006461.

1. Інтелектуальні електричні мережі: елементи та режими. К.: Ін-т електродинаміки НАН України, 2016. 400 с.
2. Буткевич О.Ф., Парус Є.В. Оперативний аналіз післяаварійного стану розподільних електричних мереж засобами інтелектуальної системи. *Праці Ін-ту електродинаміки НАН України*. 2018. Вип. 51. С. 5 – 12. DOI: <https://doi.org/10.15407/publishing2018.51.005>
3. Черненко П.О., Мартинюк О.В., Заславський А.І., Мірошник В.О. Багатофакторне моделювання та аналіз електричного навантаження енергосистеми за даними довготривалої передісторії. *Техн. електродинаміка*. 2018. № 1. С. 87 – 93. DOI: <https://doi.org/10.15407/techned2018.01.087>
4. Черненко П.О., Мартинюк О.В. Декомпозиція добового графіку електричного навантаження енергосистеми і моделювання його складових при короткостроковому прогнозуванні. *Вісник Вінницького політехнічного інституту*. 2017. № 6. С. 86 – 94.
5. Черненко П.О., Мірошник В.О. Підвищення точності короткострокового прогнозування електричного навантаження за допомогою штучної нейронної мережі з врахуванням зміни структури споживання протягом року. *Праці Ін-ту електродинаміки НАН України*. 2017. Вип. 48. С. 5 – 11. DOI: <https://doi.org/10.15407/publishing2017.48.005>
6. Кириленко О.В., Блінов І.В., Танкевич С.Є. Побудова бізнес-інформаційних моделей організації енергетичного менеджменту при впровадженні нової моделі ринку електроенергії України. *Енергетика: економіка, технології, екологія*. 2016. № 3. С. 7 – 14.
7. Блінов І.В., Танкевич С.Є. Підходи до об'єднання учасників конкурентного ринку електроенергії. *Енергетика: економіка, технології, екологія*. 2017. № 3. С. 39 – 44.
8. Blinov I., Tankevych S. The harmonized role model of electricity market in Ukraine. *2nd IEEE International Conference on Intelligent Energy and Power Systems (IEPS)*. 2016. Pp. 107 – 109.

УДК 621.311

МОДЕЛИ, СРЕДСТВА И МЕРОПРИЯТИЯ ОБЕСПЕЧЕНИЯ НАДЕЖНОГО И ЭФФЕКТИВНОГО ФУНКЦИОНИРОВАНИЯ ЭНЕРГОСНАБЖАЮЩИХ КОМПАНИЙ, БАЛАНСИРОВАНИЯ И РАСПРЕДЕЛЕНИЯ ЭЛЕКТРОЭНЕРГИИ В ОЭС УКРАИНЫ

А.В. Кириленко, акад. НАН України, **А.Ф. Буткевич**, докт. техн. наук, **П.А. Черненко**, докт. техн. наук, **І.В. Блінов**, докт. техн. наук
Інститут електродинаміки НАН України,
пр. Перемоги, 56, Київ, 03057, Україна
email: kyrylenko@ied.org.ua

Кратко изложены основные результаты выполнения в отделе № 3 Института электродинамике НАН Украины научных заданий Целевой комплексной программы научных исследований НАН Украины «Научно-технические основы энергетического сотрудничества между Украиной и Европейским Союзом» (Объединение-3). Библ. 8, рис. 2, таблица 1.

Ключевые слова: электроснабжение, релейная защита и автоматика, послеаварийное состояние электрической сети, модель, интеллектуальная система, краткосрочное прогнозирование электропотребления, искусственные нейронные сети, рынок электроэнергии, пропускная способность

THE MODELS, TOOLS, AND MEASURES TO ENSURE RELIABLE AND EFFICIENT OPERATION OF ENERGY SUPPLY COMPANIES, BALANCING AND DISTRIBUTION OF ELECTRICITY IN THE IPS OF UKRAINE

O.V.Kyrylenko, O.F.Butkevych, P.O. Chernenko, I.V. Blinov

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

pr. Peremohy, 56, Kyiv, 03057, Ukraine

email: kyrylenko@ied.org.ua

The main results execution of scientific tasks of the Target Complex Program of Scientific Researches of the National Academy of Science of Ukraine "Scientific and technical bases of energy cooperation between Ukraine and the European Union" (Association-3) obtained in the department No 3 of the Institute of Electrodynamics of the National Academy of Sciences of Ukraine are shortly presented. References 8, figures 2, table 1.

Keywords: power supply, relay protection and automatics, electric network post emergency state, model, intelligent system, short-term power consumption forecasting, artificial neural networks, electric power market, transmission capacity

1. Smart electric networks: the elements and modes. Kyiv: Institute of Electrodynamics of the National Academy of Sciences of Ukraine. 2016. 400 p. (Ukr)
2. Butkevych O.F., Parus E.V. Operational analysis of the post-emergency state of distribution electric networks by means of an intelligent system. *Pratsi Instytutu Elektrodynamiky Natsionalnoi Akademii Nauk Ukrainy*. 2018. Vol. 51. Pp. 5 – 12. (Ukr) DOI: <https://doi.org/10.15407/publishing2018.51.005>
3. Chernenko P., Martyniuk O., Zaslavsky A., Miroshnyk V. Multifactor modeling and analysis of electrical load of the power system using the data of long-term prehistory. *Tekhnichna Elektrodynamika*. 2018. No 1. Pp. 87 – 93. (Ukr) DOI: <https://doi.org/10.15407/technd2018.01.087>
4. Chernenko P., Martyniuk O. Decomposition of Daily Schedule of Electric Load of Power System and the Modeling of its Components in the Short-Term Forecasting. *Visnyk of Vinnytsia Polytechnical Institute*. 2017. No 6. Pp. 86 – 94. (Ukr)
5. Chernenko P., Miroshnyk V. Increasing the accuracy of short-term electrical forecasting with considering to changes in the structure of consumption during the year. *Pratsi Instytutu Elektrodynamiky Natsionalnoi Akademii Nauk Ukrainy*. 2017. Vol. 48. Pp. 5 – 11. (Ukr) DOI: <https://doi.org/10.15407/publishing2017.48.005>
6. Kyrylenko O., Blinov I., Tankevych S. Business information modeling of energy management when implementing the new model of electricity market in Ukraine. *Power engineering: economics, technique, ecology*. 2016. No 3. Pp. 7 – 14. (Ukr)
7. Blinov I., Tankevych S. Approaches to association of competitive electricity market participants. *Power engineering: economics, technique, ecology*. 2017. No 3. Pp. 39 – 44. (Ukr)
8. Blinov I.; Tankevych S. The harmonized role model of electricity market in Ukraine. *2nd IEEE International Conference on Intelligent Energy and Power Systems (IEPS)*. Kyiv, Ukraine. 2016. Pp. 107 – 109.

Надійшла 07.06.2019

Received 07.11.2019

ВЛИЯНИЕ ФОРМЫ ФЕРРОМАГНИТНОГО ЭКРАНА НА СТЕПЕНЬ СНИЖЕНИЯ МАГНИТНОГО ПОЛЯ СВЕРХВЫСОКОВОЛЬТНОЙ КАБЕЛЬНОЙ ЛИНИИ

И.Н. Кучерявая, докт. техн. наук

Институт электродинамики НАН Украины,
пр. Победы, 56, Киев-57, 03057, Украина,
email: rB.irinan@gmail.com

Исследовано магнитное поле подземной одноцепной кабельной линии на напряжение 330 кВ с использованием ферромагнитного экрана различной конфигурации – от плоского и закругленного на концах экрана до круглого, охватывающего кабельную линию. Изучены особенности распределения магнитного поля кабельной линии вблизи нее и экрана, а также поля на поверхности земли. Как показали результаты компьютерных расчетов, наиболее эффективное экранирование обеспечивает применение замкнутого круглого ферромагнитного экрана. Библ. 8, рис. 6.

Ключевые слова: подземная кабельная линия, сверхвысоковольтные силовые кабели, экранирование магнитного поля, ферромагнитный экран, экологическая безопасность, компьютерное моделирование.

Распространенным способом снижения магнитного поля кабельных линий является использование электромагнитных и магнитных экранов [1, 2]. В отдельных случаях используются также ферромагнитные экраны [3], обладающие как магнитными, так и проводящими свойствами.

Экранирование кабельных линий осуществляется, прежде всего, с целью решения экологических проблем, в частности, для обеспечения допустимого уровня магнитного поля на участках кабельной трассы, проходящих вблизи густонаселенных районов и мест массового пребывания людей (аэропортов, вокзалов, административных зданий, общественных учреждений и др.).

В литературе, например в [1, 3, 4], рассматриваются как плоские, так и замкнутые экраны подземных силовых кабельных линий. Конструктивное исполнение экранов кабельных линий в общем случае влияет не только на уровень снижения создаваемого ими магнитного поля, но и на температуру нагрева металлических элементов кабелей, а значит, на пропускную способность кабельной линии.

Целью работы является исследование эффективности экранирования магнитного поля сверхвысоковольтной кабельной линии с применением ферромагнитного экрана различной геометрической конфигурации – от плоского экрана до замкнутого круглого, охватывающего кабельную линию. Изучение проводится путем компьютерного моделирования методом конечных элементов, реализуемого в программе Comsol [5].

Рассматривается подземная кабельная линия, состоящая из трех однофазных кабелей, расположенных треугольником вплотную друг к другу (рис. 1), и экран, изготовленный из ферромагнитного горячекатанного низкоуглеродистого материала Magnetil (электростали) с заданными свойствами [3]. Для оценки эффективности экранирования проводится сравнение различных конфигураций ферромагнитного экрана по отношению к уровню магнитного поля на поверхности земли над кабельной линией в соответствии с принятыми в Украине санитарными нормами – не более 0,5 мкТл для магнитного поля частотой 50 Гц [6].

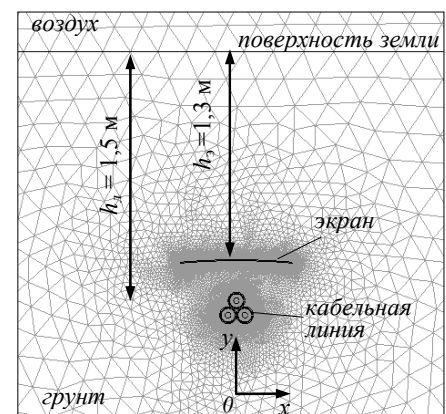


Рис. 1

Математическая модель для исследования. Моделирование магнитного поля кабельной линии выполняется для стационарного режима в двумерном случае в предположениях, что кабельная линия является протяженной и проложенной параллельно поверхности земли на заданной глубине; условия прокладки неизменны по всей трассе; металлические (медные) экраны силовых кабелей в кабельной линии заземлены с двух концов. Задача расчета магнитного поля формулируется в декартовой системе координат в плоскости xOy (рис. 1) относительно комплексного векторного магнитного потенциала $\dot{\mathbf{A}} = (0, 0, \dot{A}_z)$, имеющего единственную z -составляющую $\dot{A}_z(x, y)$.

Модель для расчета магнитного поля основывается на следующей системе интегро-дифференциальных уравнений:

- для области жил трех кабелей:

$$j\omega\sigma_i \dot{\mathbf{A}} + \nabla \times (\mu_0^{-1} \nabla \times \dot{\mathbf{A}}) = \sigma_i \Delta \dot{U}_i, \quad i = 1, 2, 3, \quad (1)$$

$$\int_{S_i} \dot{J}_z dS = \int_{S_i} (-j\omega\sigma_i \dot{A}_z + \sigma_i \Delta \dot{U}_i) dS = \dot{I}_i; \quad (2)$$

- для области металлических экранов трех кабелей:

$$j\omega\sigma_i \dot{\mathbf{A}} + \nabla \times (\mu_0^{-1} \nabla \times \dot{\mathbf{A}}) = 0; \quad i = 1, 2, 3, \quad (3)$$

$$\int_{S_i} \dot{J}_z dS = \int_{S_i} -j\omega\sigma_i \dot{A}_z dS = 0; \quad (4)$$

- для области ферромагнитного экрана:

$$j\omega\sigma_3 \dot{\mathbf{A}} + \nabla \times (\mu_0^{-1} \mu_r^{-1} \nabla \times \dot{\mathbf{A}}) = \sigma_3 \Delta \dot{U}_3; \quad (5)$$

$$\int_{S_3} \dot{J}_z dS = \int_{S_3} (-j\omega\sigma_3 \dot{A}_z + \sigma_3 \Delta \dot{U}_3) dS = 0; \quad (6)$$

- для области грунта:

$$j\omega\sigma_{ep} \dot{\mathbf{A}} + \nabla \times (\mu_0^{-1} \nabla \times \dot{\mathbf{A}}) = 0; \quad (7)$$

- для области воздуха:

$$\nabla \times (\mu_0^{-1} \nabla \times \dot{\mathbf{A}}) = 0, \quad (8)$$

где $\omega = 2\pi f$ – угловая частота тока; j – мнимая единица; σ_i – электропроводность i -й проводящей среды (трех жил, трех экранов кабелей в кабельной линии, грунта и ферромагнитного экрана) в рамках расчетной области (рис. 1); μ_0 и μ_r – магнитная постоянная и относительная магнитная проницаемость экрана соответственно; $\dot{J}_z$ – z -составляющая плотности тока; S_i – площадь поперечного сечения i -й проводящей среды; $\dot{I}_i$ – комплексная величина тока в жиле i -го кабеля (полагается известной и равной току кабеля в номинальном режиме); $\Delta \dot{U}_i$ – падение напряжения в проводящей среде на участке единичной длины. В области экранов значение $\Delta \dot{U}_i = 0$ (рассматривается случай заземления экранов с двух концов), а падения напряжения на жилах одинаковы и смещены по фазе на 120° : $\Delta \dot{U}_i = \Delta \dot{U}_{жс} e^{j0}$, $\Delta \dot{U}_i = \Delta \dot{U}_{жс} e^{j2\pi/3}$, $\Delta \dot{U}_i = \Delta \dot{U}_{жс} e^{j4\pi/3}$ – соответственно на жилах фаз A, B, C . В этих выражениях $\Delta \dot{U}_{жс}$ задается из условия равенства токов в жилах номинальному значению.

В качестве граничных условий на всех внешних границах расчетной области выбирается условие магнитной изоляции:

$$\dot{A}_z = 0 \quad (9)$$

Более полно модель описана в работах [4, 7].

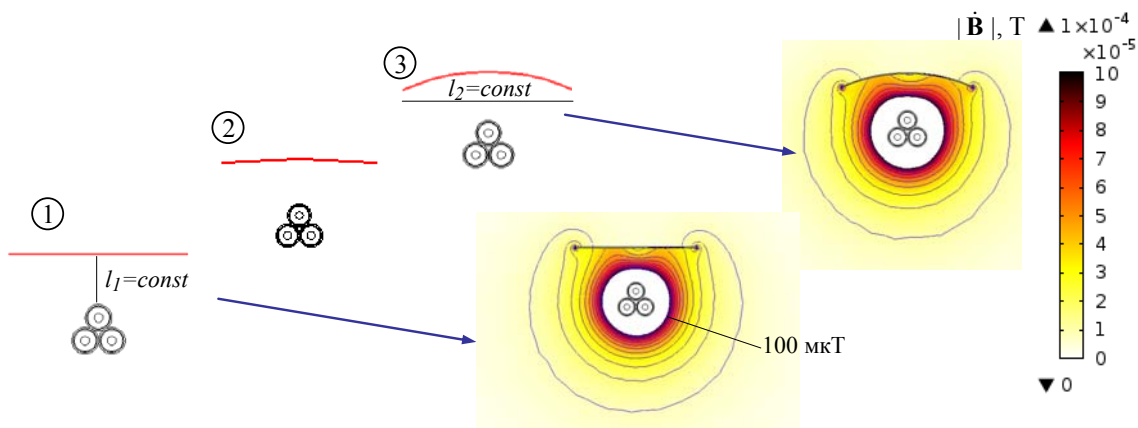


Рис. 2

Результаты компьютерного моделирования. С помощью модели (1) – (9) рассчитывалась подземная кабельная линия (рис. 1) на напряжение 330 кВ с полиэтиленовой изоляцией толщиной 23,5 мм, алюминиевой жилой сечением 800 мм², медным экраном сечением 150 мм². Номинальный ток кабельной линии полагался равным 630 А. Характеристики кабелей задавались в соответствии с данными, приведенными в статье [8]. Последовательность фаз кабелей – ABC.

Используемые в расчетах электрофизические свойства ферромагнитного экрана следующие: электропроводность $\sigma = 9,1 \cdot 10^6$ См/м, магнитная проницаемость $\mu_r = 3000$ [4], толщина экрана – 3 мм. Отметим, что при изменении геометрии экрана толщина его не изменялась. Кроме того, расстояние от кабельной линии до центра экрана соблюдалось неизменным ($l_1 = \text{const}$, рис. 2), как и в общем случае, длина экрана по оси Ox ($l_2 = \text{const}$, рис. 2).

Фрагмент расчетной области с нанесенной сеткой разбиения на конечные элементы изображен на рис. 1.

Ряд рассмотренных вариантов ферромагнитного экрана кабельной линии показан на рис. 2 слева, где 1 – плоский экран; 2 – изогнутый на концах; 3 – закругленный. Проиллюстрированы также распределения магнитного поля $|\vec{B}|$ (в оттенках цвета и изолиниями, начиная с линии, соответствующей 100 мкТ) вокруг кабельной линии и экрана вариантов 1 и 2 (картины поля справа). В области ферромагнитного экрана всех вариантов максимальное значение магнитной индукции $|\vec{B}|$ имеет место на

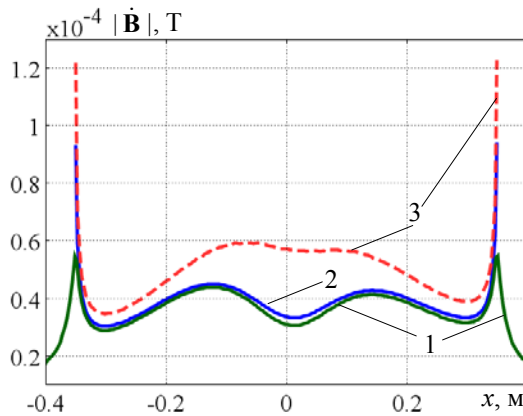


Рис. 3

концах экрана, что подтверждают и данные рис. 3, где в виде графиков отображено изменение $|\vec{B}|$ вдоль отрезка, соединяющего концы экранов. Из рис. 3 видно, что плоский экран (вариант 1) характеризуется наименьшими значениями магнитной индукции.

На рис. 4, а показано распределение в оттенках цвета магнитной индукции $|\vec{B}|$ выше поверхности земли при наличии закругленного ферромагнитного экрана (вариант 3). Здесь отмечены максимальное значение $|\vec{B}|_{\text{max}}$ над поверхностью земли и контурная линия, соответствующая значению 0,5 мкТ. Именно такое значение является гранично допустимым уровнем магнитного поля промышленной частоты в соответствии с установленными нормами [6]. Изменение магнитной индукции $|\vec{B}|$ вдоль поверхности земли над кабелями для случаев использования закругленного экрана и без экрана показаны на рис. 4, б. Видно, что максимальное поле реализуется непосредственно над кабелями, а использование средств экра-

нирования позволяет снизить уровень магнитного поля на поверхности земли приблизительно в 1,52 раза. Площадь в поперечном сечении области, удовлетворяющей нормам безопасности (рис. 4), для закругленного экрана составляет $S = 0,81 \text{ м}^2$.

На рис. 5 показано распределение магнитной индукции $|\dot{\mathbf{B}}|$ вокруг кабельной линии в цвете и контурными линиями, начиная от изолинии, соответствующей 100 мкТ, для двух вариантов, показанных на вставках слева вверху: 4 – полукруглый экран (рис. 5, а); 5 – круглый замкнутый экран (рис. 5, б). Видно, что магнитное поле концентрируется на концах полукруглого экрана и слабо распространяется в направлении к поверхности земли (вдоль оси Oy). Замкнутый круглый экран (рис. 5, б) практически полностью обеспечивает экранирование магнитного поля кабельной линии.

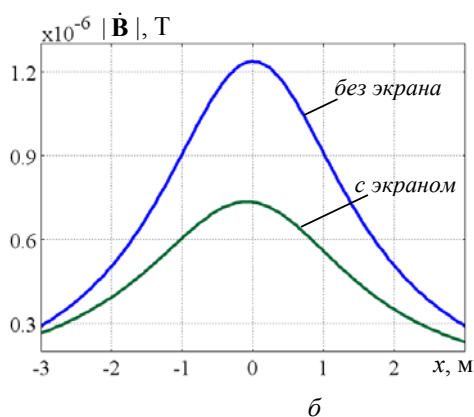
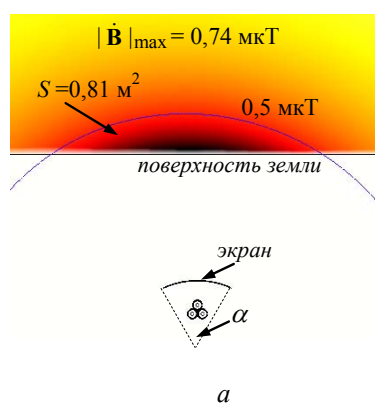


Рис. 4

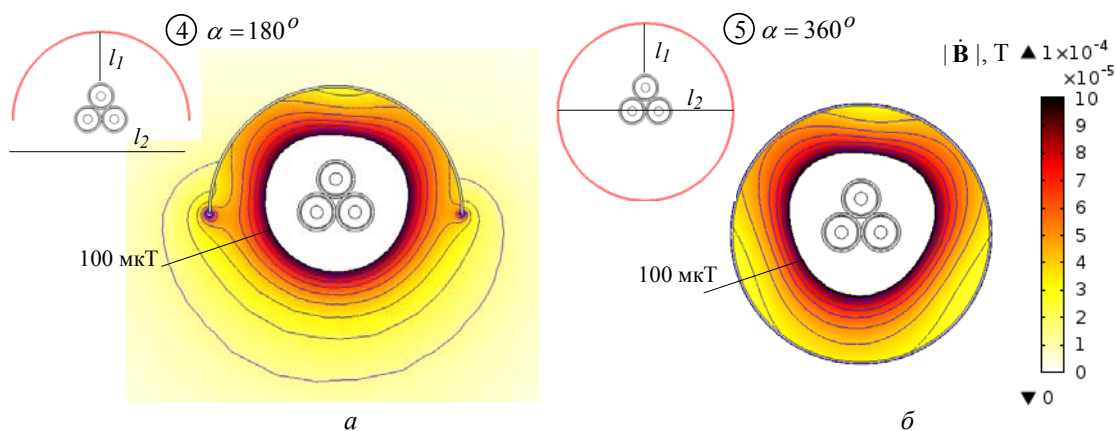


Рис. 5

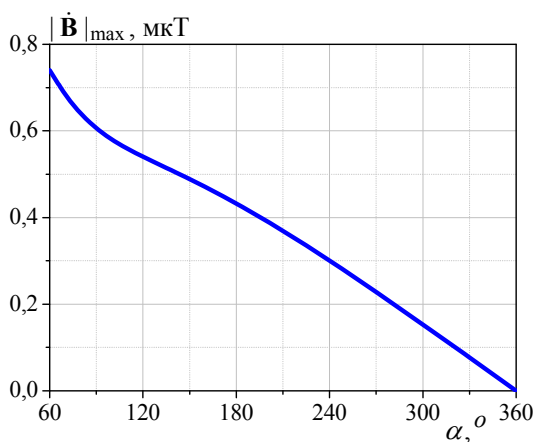


Рис. 6

Для пяти рассмотренных конфигураций ферромагнитного экрана площадь в поперечном сечении области, удовлетворяющей нормам безопасности (отмеченной на рис. 4), составляет без применения экранирующих средств $S = 2,9 \text{ м}^2$, а с использованием ферромагнитных экранов вариантов 1–5 соответственно $S = 0,92 \text{ м}^2$; $0,91 \text{ м}^2$; $0,81 \text{ м}^2$; $0,27 \text{ м}^2$; 0 м^2 . Согласно результатам компьютерных расчетов применение замкнутого экрана показывает наиболее эффективное экранирование магнитного поля кабельной линии.

В дополнение к приведенным расчетным данным на рис. 6 показано изменение максималь-

ного значения магнитной индукции $|\vec{B}|_{\max}$ на поверхности земли над кабельной линией в зависимости от угла раскрытия ферромагнитного экрана α , указанного на рис. 4, а. Случай полукруглого экрана (рис. 5, а) соответствует значению $\alpha = 180^\circ$, а замкнутого экрана (рис. 5, б) – $\alpha = 360^\circ$.

Заключение. Проанализированы особенности распределения магнитного поля вблизи одноцепной подземной трехфазной кабельной линии на напряжении 330 кВ и ферромагнитного экрана, выполненного из материала Magnetil, в зависимости от его геометрической конфигурации – от плоского и закругленного на концах экрана до замкнутого круглого. Применение ферромагнитного экрана позволяет снизить уровень магнитного поля кабельной линии, по крайней мере, в ~1,5 раза. Наиболее эффективное экранирование с точки зрения безопасного уровня магнитного поля на поверхности земли над кабелями обеспечивает использование замкнутого круглого экрана, охватывающего кабельную линию. Для такого случая поле практически не распространяется за пределы экрана, и уровень поля на поверхности земли над линией полностью соответствует принятым санитарным нормам электромагнитной безопасности.

Использованный в работе подход к выбору наиболее эффективной конфигурации ферромагнитного экрана позволяет в дальнейшем для конкретных случаев кабельных линий (одно- и многоцепных линий различного напряжения и с различным расположением кабелей при использовании экранов, изготовленных из различных материалов) обеспечивать условия наиболее эффективного экранирования магнитного поля при минимизации размеров зон отчуждения в соответствии с экологическими стандартами.

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. Грешняков Г.В., Доронин М.В., Коровкин Н.В. Комбинированные экраны для силовых кабельных линий. *Кабели и провода*. 2015. № 5 (254). С. 8 – 13.
2. Machado V.M. Magnetic field mitigation shielding of underground power cables. *IEEE Transactions on Magnetics*. 2012. Vol. 48. No 2. Pp. 707 – 710.
3. De Wulf M., Wouters P., Sergeant P., Dupré L., Hoferlin E., Jacobs S., Harlet P. Electromagnetic shielding of high-voltage cables. *Journal of Magnetism and Magnetic Materials*, 2007. No. 316. Pp. 908 – 911. DOI: <https://10.1016/j.jmmm.2007.03.137>.
4. Кучерявая И.Н. Экранирование подземной кабельной линии сверхвысокого напряжения с помощью плоского ферромагнитного экрана. *Технічна електродинаміка*. 2019. № 6.
5. Comsol multiphysics modeling and simulation software. URL: <http://www.comsol.com/>. (accessed: 24.04.2019).
6. Правила улаштування електроустановок. Мінпаливенерго України, 2010. 776 с.
7. Кучерявая И.Н. Магнитное поле сверхвысоковольтной двухцепной кабельной линии с изоляцией из сшитого полиэтилена. *Праці Ін-ту електродинаміки НАН України*. 2019. Вип. 51. С. 13 – 17.
8. Лях В.В., Молчанов В.М., Сантацкий В.Г., Квицинский А.А. Кабельная линия напряжением 330 кВ: некоторые аспекты проектирования. *Промелектро*. 2009. № 6. С. 27 – 33.

УДК 621.315.23 : 004.94

ВПЛИВ ФОРМИ ФЕРРОМАГНІТНОГО ЕКРАНА НА СТУПІНЬ ЗНИЖЕННЯ МАГНІТНОГО ПОЛЯ НАДВИСОКОВОЛЬТНОЇ КАБЕЛЬНОЇ ЛІНІЇ

І.М. Кучерява, докт. техн. наук
Інститут електродинаміки НАН України,
пр. Перемоги, 56, Київ-57, 03057, Україна,
rB.irinan@gmail.com

Досліджено магнітне поле підземної одноланцюгової кабельної лінії на напругу 330 кВ з використанням феромагнітного екрана різної конфігурації – від плоского й закругленого на кінцях екрана до круглого, що охоплює кабельну лінію. Вивчено особливості розподілу магнітного поля кабельної лінії поблизу неї та екрана, а також поля на поверхні землі. Як показали результати комп'ютерних розрахунків, найбільш ефективне екранування забезпечує застосування замкнутого круглого феромагнітного екрана. Бібл. 8, рис.6.

Ключові слова: підземна кабельна лінія, надвисоковольтні силові кабелі, екранування магнітного поля, феромагнітний екран, екологічна безпека, комп'ютерне моделювання.

INFLUENCE OF FERROMAGNETIC SHIELD SHAPE ON MITIGATION OF MAGNETIC FIELD GENERATED BY EXTRA-HIGH VOLTAGE CABLE LINE

I.M. Kucheriava

Institute of Electrodynamics of the National Academy of Sciences of Ukraine,
pr. Peremohy, 56, Kyiv-57, 03057, Ukraine,
rB.irinan@gmail.com

The magnetic field of underground single-circuit 330 kV cable line with ferromagnetic shield of various configurations – from plane shield and shield rounded at its ends to closed round shield covering the cable line is studied. The features of magnetic field distribution near the cable line and its shield as well as on the top of the ground are analyzed. As shown by computations, the most effective shielding is provided with closed round ferromagnetic shield. References 8, figures 6.

Key words: underground cable line, extra-high voltage (EHV) power cables, shielding of cables, ferromagnetic shield, ecological safety, computer modeling.

1. Greshniakov G.V., Doronin M.V., Korovkin N.V. Combined magnetic shields for cable power lines. *Kabeli i provoda*. 2015. No 5. P. 8 – 13. (Rus).
2. Machado V.M. Magnetic field mitigation shielding of underground power cables. *IEEE Transactions on Magnetics*. 2012. Vol. 48. No 2. Pp. 707 – 710.
3. De Wulf M., Wouters P., Sergeant P., Dupré L., Hoferlin E., Jacobs S., Harlet P. Electromagnetic shielding of high-voltage cables. *Journal of Magnetism and Magnetic Materials*, 2007. No 316. Pp. 908 – 911.
DOI: <https://doi.org/10.1016/j.jmmm.2007.03.137>.
4. Kucheriava I.M. Shielding of underground extra-high voltage cable line by plane ferromagnetic shield. *Tekhnichna Elektrodynamika*. 2019. No 6. (Rus).
5. Comsol multiphysics modeling and simulation software. URL: <http://www.comsol.com/>. (accessed: 24.04.2019).
6. Electric installation code. Minpalivo Ukraine, 2010. 776 p. (Ukr).
7. Kucheriava I.N. Magnetic field of extra-high voltage two-circuit cable line with XLPE insulation. *Pratsi Instytutu Elektrodynamiki NAN Ukrainy*. 2019. No 52. Pp. 13 – 17. (Rus).
8. Liach V.V., Molchanov V.M., Santatskii V.G., Kvitsinskyi A.A. 330 kV cable line: some aspects of designing. *Pro-melektro*. 2009. No 6. Pp. 27 – 33. (Rus).

Надійшла 20.03. 2019

Received 20.03. 2019

МАТЕМАТИЧНІ МОДЕЛІ МИТТЄВИХ СТРУМІВ КОРОТКОГО ЗАМИКАННЯ ТРИФАЗНИХ ВИСОКОВОЛЬТНИХ МЕРЕЖ

В. І. Паньків, Є. М. Танкевич, докт. техн. наук

Інститут електродинаміки НАН України,
пр. Перемоги, 56, Київ-57, 03057, Україна,
e-mail: pankiv.volodimir@gmail.com

Розроблено математичні моделі миттєвих струмів короткого замикання (КЗ) трифазної несиметричної мережі з глухозаземленою нейтраллю для різних видів КЗ. На прикладах розрахунків значень повного струму КЗ показано доцільність урахування його навантажувальної складової. Сформульовано рекомендації щодо проведення розрахунків струмів КЗ за розробленими моделями для випадків металічних КЗ за наявності у фазних напругах вищих гармонік та КЗ з додатковим опором у місці пошкодження. Бібл. 10, рис. 5, табл. 1.

Ключові слова: коротке замикання, миттєвий струм, модель, високовольтна мережа.

Моделювання струмів короткого замикання (КЗ) є одним із ключових питань теорії перехідних процесів у електроенергетичних системах (ЕЕС) [1-3]. Зазвичай, під час дослідження електромагнітних процесів у мережах і розрахунку вставок релейних захистів використовують однолінійні схеми заміщення ліній електропередачі, джерела живлення та навантаження. Регламентована в технічному звіті Міжнародної електротехнічної комісії (МЕК) [4] модель однофазного струму КЗ не враховує струми навантаження ліній електропередачі і справедлива лише за умов симетрії елементів системи в доаварійному трифазному режимі її роботи. Використання неадекватних моделей струму КЗ у разі проектування, побудови та аналізу роботи сучасних систем вимірювання, моніторингу та релейного захисту може стати за певних робочих умов причиною помилок у їх функціонуванні.

Метою роботи є вдосконалення математичних моделей струмів КЗ трифазних високовольтних мереж за різних видів КЗ та дослідження їх характеристик і параметрів.

Для прикладу розглянемо фрагмент спрощеної моделі високовольтної мережі з глухозаземленою нейтраллю, де знехтувано значеннями поперечних провідностей лінії електропередачі та силових трансформаторів (див. рис. 1). На рис. 1 зображено $\underline{Z}_{la}, \underline{Z}_{lb}, \underline{Z}_{lc}$ – еквівалентні параметри мережі до навантаження; $\underline{Z}_{na}, \underline{Z}_{nb}, \underline{Z}_{nc}$ – еквівалентні значення навантаження; $u_a(t), u_b(t), u_c(t)$ – миттєві фазні напруги основної частоти енергосистеми, які в доаварійному режимі описуються рівнянням:

$$u_k(t) = U_k \sqrt{2} \cos(\omega t + \theta_k), \quad (1)$$

де $U_k, k \in a, b, c$ – діючі значення миттєвих фазних напруг, θ_k – їх кути.

Миттєві фазні струми доаварійного режиму (усталені фазні струми до появи КЗ) $i_k(t), k \in a, b, c$ описуються як

$$i_{ko}(t) = I_{ko} \sqrt{2} \cos(\omega t + \varphi_{ko}), \quad (2)$$

де діючі значення струмів та їх кутів визначаються так:

$$I_{ko} = U_k / Z_{ko}; \quad \varphi_{ko} = \theta_k - \psi_{ko}; \quad \underline{Z}_{ko} = \underline{Z}_{lk} + \underline{Z}_{nk} = Z_{ko} e^{j\psi_{ko}}; \quad k \in a, b, c.$$

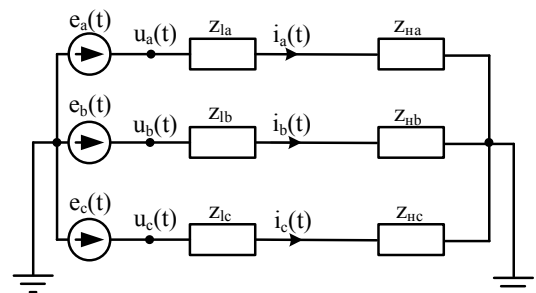


Рис. 1

Металічні КЗ. Використовуючи класичний метод розрахунку перехідних процесів у електричних колах, розглянемо режим однофазного КЗ. Для будь-якого однофазного КЗ ($k \in a, b, c$) розрахункова схема може бути зображена у вигляді рис. 2. Усталений струм у фазі після виникнення КЗ має вигляд

$$i_{ky}(t) = I_{ky} \sqrt{2} \cos(\omega t + \varphi_{ky}),$$

де $I_{ky} = U_k / Z_{ky}$ – діюче значення миттєвого струму КЗ; φ_{ky} –

кут відповідного струму, який визначається як $\varphi_{ky} = \theta_k - \psi_{lk}$; $z_{lk} = Z_{lk} e^{j\psi_{lk}}$.

Повний струм КЗ фази А відповідно для такого режиму описується як сума усталеної та вільної складових струму КЗ:

$$i_k(t) = i_{ky}(t) + A e^{-t/T_{lk}},$$

де T_{lk} – стала часу вільної складової струму КЗ, яка визначається як $T_{lk} = L_{lk} / R_{lk}$ (L_{lk}, R_{lk} – значення індуктивності та опору від джерела живлення до місця КЗ, в розглянутому випадку – фазні індуктивність та опір лінії електропередачі); A – стала інтегрування, яка знаходиться відповідно до першого закону комутації (значення струму в індуктивному елементі в момент комутації рівне значенню струму безпосередньо до моменту комутації):

$$i_{kd}(0) = i_{ky}(0) + A e^{0/T_{lk}},$$

звідки, використовуючи (2), стала інтегрування описується як

$$A = I_{ka} \sqrt{2} \cos(\varphi_{ka}) - I_{ky} \sqrt{2} \cos(\varphi_{ky}).$$

Таким чином, повний струм металічного КЗ для основної частоти енергосистеми для будь-якої фази ($k \in a, b, c$) описується формулою:

$$i_k(t) = I_{ky} \sqrt{2} (\cos(\omega t + \varphi_{ky}) - \cos(\varphi_{ky}) e^{-t/T_{lk}}) + I_{kd} \sqrt{2} \cos(\varphi_{kd}) e^{-t/T_{lk}}. \quad (3)$$

Перша складова моделі (3) – це модель вхідного струму КЗ, яку зазвичай регламентують до використання у стандартах МЕК під час дослідження електромагнітних перехідних процесів у фазних трансформаторах струму. Друга складова – це навантажувальна складова струму КЗ, яка затухає зі сталою часу T_{lk} струму КЗ.

У випадку двофазних КЗ на землю та трифазних КЗ розрахункові схеми для фаз, задіяних в режимі КЗ, будуть аналогічними тим, які зображені на рис. 2, а самі повні струми КЗ відповідно описуватимуться також формулою (3). Слід зауважити, що у випадку несиметрії фазних опорів до місця КЗ ($z_{la} \neq z_{lb} \neq z_{lc}$) сталі часу T_{lk} будуть різними, і їх потрібно розраховувати для кожної фази індивідуально.

Для прикладу розрахуємо параметри моделей струмів трифазного КЗ з вхідними параметрами високовольтної мережі, зведеними в таблицю.

		Фаза А	Фаза В	Фаза С
Вхідні параметри мережі	z_l , Ом	$0.252 + j24.19$	$0.26 + j23.876$	$0.258 + j24.033$
	z_n , Ом	91.4	91.5	92
	u , кВ	$190.526 e^{j20}$	$190.526 e^{-j140}$	$190.526 e^{j100}$
Розраховані параметри моделі струму	I_{ϕ} , кА	2.01	2.009	1.998
	φ_{kd} , град	-34.785	-154.585	85.399
	I_y , кА	7.876	7.979	7.927
	φ_y , град	-109.403	130.624	10.615
	T_1 , с	0.306	0.292	0.297

У табл. також зведено розраховані параметри моделей фазних струмів за трифазного КЗ відповідно до формул, наведених вище. На рис. 3 зображено осцилограми миттєвих

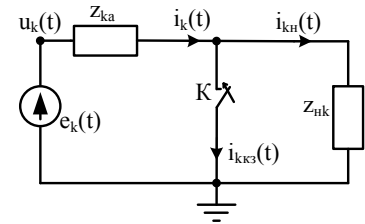


Рис. 2

струмів фаз за трифазного КЗ з розрахованими параметрами, де показано повний струм КЗ $i_k(t)$, $k \in a, b, c$ з урахуванням навантажувальної складової $i_n(t)$; струм КЗ $i'_{k3}(t)$, розрахований відповідно до технічного звіту МЕК [4], який не враховує вплив навантажувальної складової; аперіодична складова $i_a(t)$ та періодична складова (усталений струм після комутації) $i_n(t)$.

З рис. 3 видно, що для розглянутого випадку КЗ навантажувальна складова $i_n(t)$ практично відсутня тільки в струмі фази C , проте в струмах фаз A і B значення цієї складової є достатньо помітним, що вказує на доцільність її врахування під час моделювання перехідних процесів у електротехнічному обладнанні, де струм КЗ є вхідною величиною. Також з наведеного рисунка видно, що у фазі A навантажувальна складова струму КЗ збільшує сумарну аперіодичну складову струму КЗ, а у фазі B , навпаки, зменшує її.

Моделі миттєвих струмів міжфазних КЗ (КЗ, у яких відсутній дотик струмопровідних частин з землею) є значно складнішими в порівнянні з (3). Наприклад, для міжфазного КЗ будь-яких двох фаз розрахункова схема матиме вигляд рис. 4, де $u_{n1}(t)$, $u_{n2}(t)$ – миттєві напруги фаз, між якими відбулось КЗ; $u_{nn}(t)$ – миттєва напруга непошкодженої фази високовольтної мережі.

Усталені миттєві струми фаз після виникнення КЗ можна отримати шляхом розв'язання системи рівнянь:

$$\begin{cases} i_{n1y}(t) + i_{n2y}(t) + i_{nn}(t) = 0; \\ \underline{z}_{ln1} i_{n1y}(t) - (\underline{z}_{н.екв} + \underline{z}_{nn}) i_{nn}(t) = u_{n1}(t) - u_{nn}(t); \\ \underline{z}_{ln2} i_{n2y}(t) - (\underline{z}_{н.екв} + \underline{z}_{nn}) i_{nn}(t) = u_{n2}(t) - u_{nn}(t), \end{cases} \quad (4)$$

де $\underline{z}_{н.екв}$ – опір еквівалентного навантаження для непошкодженої фази, який розраховується як

$$\underline{z}_{н.екв} = \underline{z}_{nnn} + \frac{\underline{z}_{nn1} \cdot \underline{z}_{nn2}}{\underline{z}_{nn1} + \underline{z}_{nn2}},$$

де $\underline{z}_{nnn}$ – опір навантаження непошкодженої фази, $\underline{z}_{nn1}$ та $\underline{z}_{nn2}$ – опори навантажень пошкоджених фаз за міжфазного КЗ.

Усталені струми міжфазного КЗ будь-яких двох пошкоджених фаз матимуть вигляд:

$$i_{n1y}(t) = I_{n1y} \sqrt{2} \cos(\omega t + \varphi_{n1y}) - I_{n12y} \sqrt{2} \cos(\omega t + \varphi_{n12y}) - I_{n13y} \sqrt{2} \cos(\omega t + \varphi_{n13y});$$

$$i_{n2y}(t) = I_{n2y} \sqrt{2} \cos(\omega t + \varphi_{n2y}) - I_{n21y} \sqrt{2} \cos(\omega t + \varphi_{n21y}) - I_{n23y} \sqrt{2} \cos(\omega t + \varphi_{n23y}),$$

де діючі значення струмів та відповідні кути окремих складових миттєвих струмів розраховуються як

$$I_{n1y} = U_{n1} Y_1; \quad \varphi_{n1y} = \theta_{n1} + \psi_1;$$

$$I_{n12y} = U_{n2} Y_3; \quad \varphi_{n12y} = \theta_{n2} + \psi_3;$$

$$I_{n13y} = U_{nn} Y_4; \quad \varphi_{n13y} = \theta_{nn} + \psi_4;$$

$$I_{n22y} = U_{n2} Y_2; \quad \varphi_{n22y} = \theta_{n2} + \psi_2;$$

$$I_{n21y} = U_{n1} Y_3; \quad \varphi_{n21y} = \theta_{n1} + \psi_3;$$

$$I_{n23y} = U_{nn} Y_5; \quad \varphi_{n23y} = \theta_{nn} + \psi_5.$$

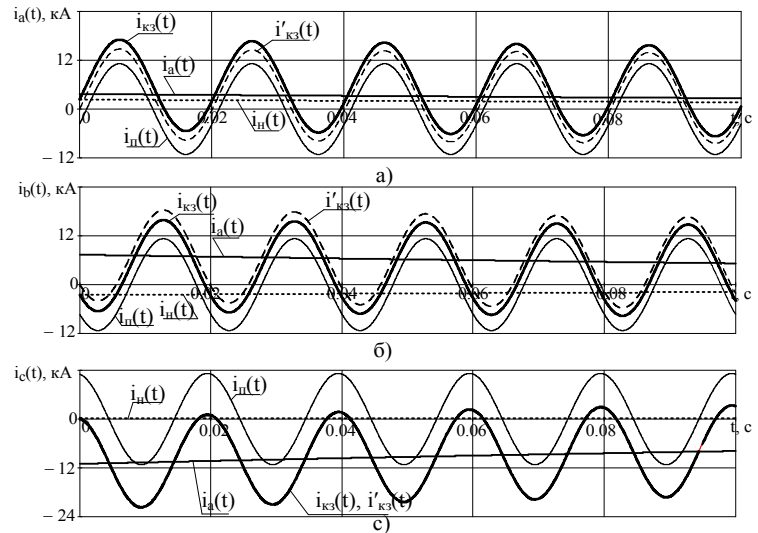


Рис. 3

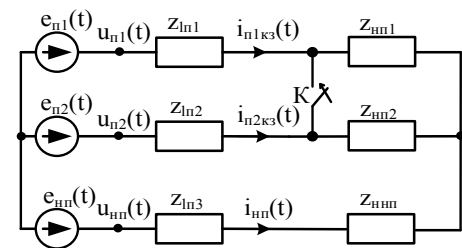


Рис. 4

Усталений струм непошкодженої фази після виникнення міжфазного КЗ матиме вигляд:

$$i_{nnu}(t) = I_{nn1y} \sqrt{2} \cos(\omega t + \varphi_{nn1y}) - I_{nn2y} \sqrt{2} \cos(\omega t + \varphi_{nn2y}) - I_{nn3y} \sqrt{2} \cos(\omega t + \varphi_{nn3y}),$$

де діючі значення та відповідні кути складових усталеного миттєвого струму непошкодженої фази розраховуються як

$$I_{nn1y} = U_{nn} Y_6; \varphi_{nn1y} = \theta_{nn} + \psi_6; I_{nn2y} = U_{n1} Y_4; \varphi_{nn2y} = \theta_{n1} + \psi_4; I_{nn3y} = U_{n2} Y_5; \varphi_{nn3y} = \theta_{n2} + \psi_5,$$

де Y_i та ψ_i – модуль та відповідний кут провідностей $\underline{y}_i$, $i \in 1, \dots, 6$, отриманих у процесі аналітичного розв'язування системи рівнянь (4):

$$\begin{aligned} \underline{y}_1 &= (\underline{z}_{н.екв} + \underline{z}_{nn} + \underline{z}_{n2}) / \underline{k}_y = Y_1 e^{j\psi_1}; \quad \underline{y}_2 = (\underline{z}_{н.екв} + \underline{z}_{nn} + \underline{z}_{n1}) / \underline{k}_y = Y_2 e^{j\psi_2}; \\ \underline{y}_3 &= (\underline{z}_{н.екв} + \underline{z}_{nn}) / \underline{k}_y = Y_3 e^{j\psi_3}; \quad \underline{y}_4 = \underline{z}_{n2} / \underline{k}_y = Y_4 e^{j\psi_4}; \quad \underline{y}_5 = \underline{z}_{n1} / \underline{k}_y = Y_5 e^{j\psi_5}; \\ \underline{y}_6 &= (\underline{z}_{n1} + \underline{z}_{n2}) / \underline{k}_y = Y_6 e^{j\psi_6}; \quad \underline{k}_y = \underline{z}_{ln1} \underline{z}_{ln2} + \underline{z}_{ln1} \underline{z}_{nn} + \underline{z}_{ln2} \underline{z}_{nn} + \underline{z}_{ln1} \underline{z}_{н.екв} + \underline{z}_{ln2} \underline{z}_{н.екв}. \end{aligned}$$

Моделі повних миттєвих струмів КЗ фаз за міжфазного КЗ мають вигляд:

$$\begin{aligned} i_{n1кз}(t) &= i_{n1y}(t) + A_1 e^{-t/T_1} = I_{n11y} \sqrt{2} (\cos(\omega t + \varphi_{n11y}) - \cos(\varphi_{n11y}) e^{-t/T_1}) + \\ &+ I_{n12y} \sqrt{2} (\cos(\varphi_{n12y}) e^{-t/T_1} - \cos(\omega t + \varphi_{n12y})) + I_{n13y} \sqrt{2} (\cos(\varphi_{n13y}) e^{-t/T_1} - \cos(\omega t + \varphi_{n13y})) + \\ &+ I_{n10} \sqrt{2} \cos(\varphi_{n10}) e^{-t/T_1}; \\ i_{n2кз}(t) &= i_{n2y}(t) + A_2 e^{-t/T_1} = I_{n22y} \sqrt{2} (\cos(\omega t + \varphi_{n22y}) - \cos(\varphi_{n22y}) e^{-t/T_1}) + \\ &+ I_{n21y} \sqrt{2} (\cos(\varphi_{n21y}) e^{-t/T_1} - \cos(\omega t + \varphi_{n21y})) + I_{n23y} \sqrt{2} (\cos(\varphi_{n23y}) e^{-t/T_1} - \cos(\omega t + \varphi_{n23y})) + \\ &+ I_{n20} \sqrt{2} \cos(\varphi_{n20}) e^{-t/T_1}; \\ i_{nn}(t) &= i_{nnu}(t) + A_3 e^{-t/T_1} = I_{nn1y} \sqrt{2} (\cos(\omega t + \varphi_{nn1y}) - \cos(\varphi_{nn1y}) e^{-t/T_1}) + \\ &+ I_{nn2y} \sqrt{2} (\cos(\varphi_{nn2y}) e^{-t/T_1} - \cos(\omega t + \varphi_{nn2y})) + I_{nn3y} \sqrt{2} (\cos(\varphi_{nn3y}) e^{-t/T_1} - \cos(\omega t + \varphi_{nn3y})) + \\ &+ I_{nn0} \sqrt{2} \cos(\varphi_{nn0}) e^{-t/T_1}. \end{aligned}$$

Слід відмітити, що стала часу в розглянутому виді КЗ для всіх трьох фазних струмів є однією і тією ж T_1 . Аналітичне отримання формули для розрахунку цієї сталої часу з урахуванням несиметрії параметрів фазних навантажень та лінії електропередачі є надто громіздкою задачею. Проте, якщо прийняти параметри усіх фаз за однакові, тобто вважати електричну схему рис. 1 симетричною, то для даного виду КЗ, склавши характеристичне рівняння, легко можна отримати таке рівняння: $T_1 = L_l / R_l$. Це дозволяє зробити припущення, що за несиметрії параметрів мережі $T_1 \approx L_{n1} / R_{n1} \approx L_{n2} / R_{n2}$.

Для прикладу вхідних параметрів мережі, наведених в табл. 1, розрахуємо параметри моделей миттєвих струмів за міжфазного КЗ фаз В та С. Так як пошкодженими фазами є фази В і С, то $\underline{z}_{n1} = \underline{z}_{lb}$, $\underline{z}_{n2} = \underline{z}_{lc}$, $\underline{z}_{nn1} = \underline{z}_{nb}$, $\underline{z}_{nn2} = \underline{z}_{nc}$, $u_{n1}(t) = u_b(t)$, $u_{n2}(t) = u_c(t)$, а непошкодженою фазою є фаза А, то $\underline{z}_{nn} = \underline{z}_{na}$, $\underline{z}_{nnn} = \underline{z}_{nf}$, $u_{nn}(t) = u_a(t)$.

Значення розрахованих провідностей $\underline{y}_i$, $i \in 1, \dots, 6$, за таких параметрів мережі відповідно до вищенаведених формул рівні:

$$\begin{aligned} \underline{y}_1 &= 0.021 e^{-j84.812} \text{ См}, \quad \underline{y}_2 = 0.021 e^{-j84.87} \text{ См}, \quad \underline{y}_3 = 0.02 e^{-j94.126} \text{ См}, \quad \underline{y}_4 = 0.0035 e^{-j14.717} \text{ См}, \\ \underline{y}_5 &= 0.0035 e^{-j14.725} \text{ См}, \quad \underline{y}_6 = 0.007 e^{-j14.721} \text{ См}. \end{aligned}$$

Діючі значення та кути складових моделей фазних струмів відповідно до значень розрахованих провідностей рівні:

$$I_{n11y} = 4.079 \text{ кА}; \varphi_{n11y} = 135.188^\circ;$$

$$I_{n12y} = 3.901 \text{ кА}; \varphi_{n12y} = 5.874^\circ;$$

$$I_{n13y} = 671.512 \text{ А}; \varphi_{n13y} = -34.717^\circ;$$

$$I_{n22y} = 4.077 \text{ кА}; \varphi_{n22y} = 15.13^\circ;$$

$$I_{n21y} = 3.901 \text{ кА}; \varphi_{n21y} = 125.874^\circ;$$

$$I_{f23\phi} = 667.124 \text{ А}; \varphi_{f13y} = -34.725^\circ.$$

Значення параметрів доаварійних складових струмів кожної фази описані в таблиці. На рис. 5 зображено відповідні осцилограми миттєвих струмів фаз за розглянутого випадку міжфазного КЗ з відповідними розрахованими параметрами.

З рис. 5 видно, що аперіодична складова струму КЗ та його навантажувальна складова є повністю протилежними і практично однаковими для непошкодженої фази А. Струм, що протікає в цій фазі, є звичайним струмом, який живить еквівалентне навантаження $\underline{z}_{н.екв}$. Струми КЗ пошкоджених фаз В та С знаходяться в повній протифазі по відношенню один до одного, проте характеризуються різними амплітудними значеннями.

Вищі гармоніки в струмах КЗ. За наявності відомого певного частотного спектру фазних напруг $u_{k(m)}(t)$, $k \in a, b, c$; $m \in 2, \dots, M$, де m – номер гармоніки, та зважаючи на необхідність виконувати моделювання струмів металічних КЗ з урахуванням вищих гармонік, реактивні опори елементів мережі (рис. 1) слід перемножити на відповідний номер гармоніки m і виконати всі розрахунки з урахуванням перерахованих комплексних опорів досліджуваної мережі та значень напруг відповідної гармоніки.

Амплітудні значення напруги вищих гармонік у доаварійному режимі є значно меншими, ніж значення домінуючої складової основної частоти енергосистеми. Згідно з дослідженнями [5, 6] відносний рівень вмісту вищих гармонік у фазних напругах для мереж 110 кВ не перевищує 6.4 %, а для мереж 220 кВ – 7 %, а амплітуди гармонік зменшуються з ростом номеру гармоніки. З іншого боку, модуль перерахованого значення опору до місця КЗ, навпаки, зростатиме з ростом номеру m -ї гармоніки, що в результаті призведе до ще менших діючих значень гармонічних складових повного струму КЗ.

Короткі замикання з додатковим опором у місці пошкодження. Металічні КЗ є найгіршим випадком КЗ, їх розглядають зазвичай як критичні (граничні). Відсоток таких КЗ у високовольтних мережах є незначним. Значно більша частота КЗ припадає на металічні КЗ, де між струмопровідними частинами міститься певний додатковий опір, характер якого зазвичай нелінійний. Зокрема, такий додатковий опір може створювати електрична дуга при зближенні фаз, опір землі при КЗ на землю тощо.

Згідно з [7] частка дугових замикань, не враховуючи грозові КЗ (удари блискавок) у лінії електропередачі, становлять відповідно для мереж з номінальною напругою 110 кВ – 50 %, 220 кВ – 55 %, 330 кВ – 62 %. Існують праці, зокрема [8], в яких стверджується, що властивості дуги значного впливу на струм КЗ не мають, і дугою можна нехтувати. Проте, враховуючи значний відсоток дугових КЗ, а також можливість спаду напруги до (10-15) % від значення доаварійної фазної напруги в разі виникнення дуги [9], а за максимально несприятливих умов (різких поривів вітру) – до 40 % [10], окрім зниження значення рівня фазної напруги, за появи дуги на діюче значення усталеного струму КЗ впливатиме також значення опору дуги. Опір дуги зменшуватиме сталу часу T_{1k} аперіодичної складової струму короткого замикання.

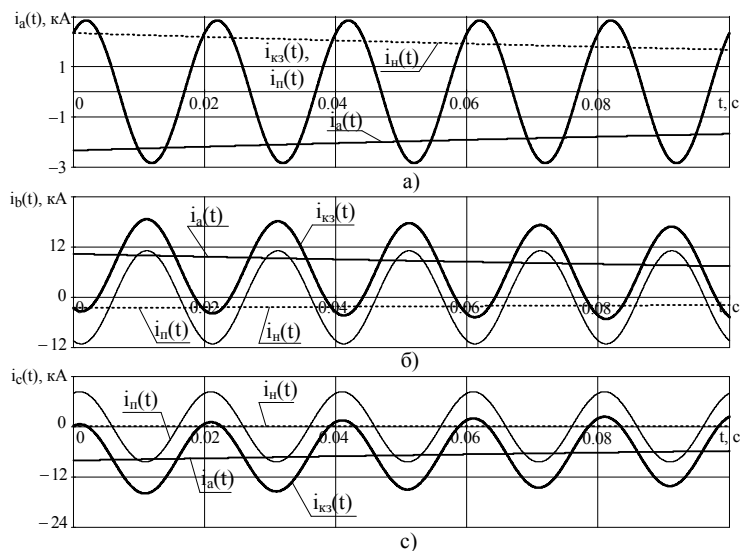


Рис. 5

Опір землі z_z при КЗ на землю, як і опір дуги, зменшує діюче значення усталеного струму КЗ і сталу частоту аперіодичної складової струму КЗ. Найбільшою проблемою під час розрахунку параметрів моделей струмів КЗ з урахуванням впливу опору землі є вибір самої формули розрахунку опору землі, визначення параметрів цієї формули, а також той факт, що цей опір у значній мірі залежить від частоти [2, 10]. Найбільш адекватна модель опору землі представлена формулою Керсона [10]:

$$z_z = \left[\pi^2 f + j\omega \left(2 \ln \left(\frac{2}{\gamma \sqrt{\omega \mu_0 \sigma \alpha}} + 1 \right) \right) \right] \cdot 10^{-4},$$

де μ_0 – постійна магнітна проникність; α – еквівалентний радіус проводу; σ – провідність землі; f , ω – відповідно частота та кутова частота струму, який протікає через землю.

Висновки. 1. Розроблено математичні моделі миттєвих струмів для різних видів КЗ трифазної мережі, які, на відміну від рекомендованої МЕК моделі однофазного струму, враховують навантажувальну складову струму КЗ (струм доаварійного режиму) і несиметрію мережі, а також дають змогу побудувати осцилограми струмів КЗ, аналогічні розрахованим шляхом розв’язання диференціальних рівнянь моделі мережі, і завдяки цьому значно спростити розрахунки струмів.

2. Виходячи з проведеного порівняння результатів розрахунків повного струму КЗ і його окремих складових за рекомендованою та запропонованими моделями, показано, що в певних випадках амплітуда навантажувальної складової може сягати до 10 % від значення повного струму КЗ, підсилюючи або, навпаки, ослаблюючи сумарну аперіодичну складову цього струму.

Фінансується за держбюджетною темою «Методи та засоби моделювання й обробки інформації при моніторингу електроенергетичних систем» (шифр «Інтелмер-2»), що виконується за Постановою Бюро ВФТПЕ 08.11.2016 р., протокол № 16. Державний реєстраційний номер роботи 0117U002583.

1. Вичев С. Т. Моделирование входных величин для релейных защит: автореф. дис. ... докт. техн. наук: 02.06.02. Софія. 2001. 77 с.
2. Подгорный Э. В. Аперіодические составляющие переходного тока короткого замыкания. *Изв. вуз. Электромеханика*. 1980. № 9. С. 980 – 987.
3. Ульянов С. А. Электромагнитные процессы в электрических системах. М.: Энергия. 1970. 520 с.
4. IEC TR 61869-100. Instrument transformers. Part 100 – Guidance for application of current transformers in power system protection. 2017. 135 p.
5. Смирнов С. С., Коверникова Л. И. Высшие гармоники в сетях высокого напряжения. *Электричество*. 1999. № 6. С. 2 – 6.
6. Курбацкий В. Г., Трофимов Г. Г. Контроль несинусоидальности напряжения в электрических сетях. *Электричество*. 1991. № 6. С. 17 – 22.
7. Майкопар А. С. Дуговые замыкания на линиях электропередач. М.: Энергия, 1965. 200 с.
8. Бердов Г. В. Эквивалентные постоянные времени в сетях 110 – 220 кВ энергосистем. *Научно-технический сборник «Энергосетьпроект»*. 1972. Вип. 5. С. 21– 23.
9. Бургсдорф В. В. Открытые электрические дуги большой мощности. *Электричество*. 1948. № 10. С. 15 – 23.
10. Подгорный Э. В. Техническое приложение и развитие теории электромагнитных процессов для построения быстродействующих релейных защит: дис. ... докт. техн. наук: 05.14.02 / Новочеркасск. 1989. 454 с.

УДК 621.314

МАТЕМАТИЧЕСКИЕ МОДЕЛИ МГНОВЕННЫХ ТОКОВ КОРОТКОГО ЗАМЫКАНИЯ ТРЕХФАЗНЫХ ВЫСОКОВОЛЬТНЫХ СЕТЕЙ**В. И. Паньків, Е. Н. Танкевич**, докт. техн. наук

Институт электродинамики НАН Украины,

пр. Победы, 56, Киев-57, 03057, Украина

e-mail: pankiv.volodimir@gmail.com

Разработаны математические модели мгновенных токов короткого замыкания (КЗ) трехфазной несимметричной сети с глухозаземленной нейтралью для различных видов КЗ. На примерах расчетов значений полного тока КЗ показана целесообразность учета его нагрузочной составляющей. Представлены рекомендации по проведению расчетов токов КЗ по разработанным моделям для случаев металлических КЗ и КЗ с дополнительным сопротивлением в месте повреждения. Библ. 10, рис. 5, табл. 1.

Ключевые слова: короткое замыкание, мгновенный ток, модель, высоковольтная сеть.

MATHEMATICAL MODELS OF INSTANTANEOUS FAULT CURRENTS OF THREE-PHASE HIGH-VOLTAGE NETWORKS**V. I. Pankiv, E. M. Tankevych**

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

pr. Peremohy, 56, Kyiv-57, 03056, Ukraine

e-mail: pankiv.volodimir@gmail.com

Mathematical models of instantaneous fault currents of a three-phase asymmetric network with a solidly grounded neutral for various types of short-circuit are developed. The examples of calculations of the total fault current value show the feasibility of taking into account its decaying load component. Presented recommendations for the calculation of fault currents on the developed models for cases of metal short-circuit and short-circuit with additional resistance at the site of damage. Ref. 10, Fig. 5, Table 1.

Keywords: short circuit, instantaneous current, model, high-voltage network.

1. Vichev S. T. Simulation of input values for relay protection: author's abstract of Dr. tech. sci. diss.: 02.06.02 / Sofiya. 2001. 77 p. (Rus)
2. Podgorny E. V. Aperiodic components of the transient fault current. *Izvestie vuzov elektromekhanika*. 1980. No 9. Pp. 980 – 987. (Rus)
3. Ulyanov S. A. Electromagnetic processes in electrical systems. M.: *Energiya*. 1970. 520 p. (Rus)
4. IEC TR 61869-100. Instrument transformers. Part 100 – Guidance for application of current transformers in power system protection. 2017. 135 p. (Eng)
5. Smirnov S.S., Kovernikova L.I. Higher harmonics in high-voltage networks. *Elektrichestvo*. 1999. No 6. Pp. 2 – 6. (Rus)
6. Kurbatskiy V. G., Trofimov G. G. Control of non-sinusoidal voltage in electrical networks. *Elektrichestvo*. 1991. No 6. Pp. 17 – 22. (Rus)
7. Maykopar A. S. Arc fault on power transmission lines. M.: *Energiya*, 1965. 200 p. (Rus)
8. Berdov G. V. Equivalent time constants in power systems networks of 110 – 220 kV. *Nauchno-tehnicheskiiy sbornik «Energosetproyekt»*. 1972. Vol. 5. Pp. 21 – 23. (Rus)
9. Burgsdorf V. V. Open electric arcs of high power. *Elektrichestvo*. 1948. No 10. Pp. 15 – 23. (Rus)
10. Podgorny E. V. Technical Application and the Development of the Theory of Electromagnetic Processes for Building High-Speed Relay Protection: Dr. tech. sci. diss.: 05.14.02 / Novocherkassk. 1989. 454 p. (Rus)

Надійшла 03.06.2019

Received 03.06.2019

УДК 621.316:004.942

DOI: <https://doi.org/10.15407/publishing2019.53.028>

СКЛАДОВІ ІМІТАЦІЙНОЇ МОДЕЛІ ПРОЦЕСІВ ЦІНОУТВОРЕННЯ НА РИНКУ ЕЛЕКТРИЧНОЇ ЕНЕРГІЇ УКРАЇНИ

Є.В. Парус*, канд. техн. наук, І.В. Блінов**, докт. техн. наук

Інститут електродинаміки НАН України,

пр. Перемоги, 56, Київ-57, 03057, Україна,

e-mail: paruseugene@gmail.com, blinovigor81@gmail.com

Запропоновано основні принципи, за якими має будуватися імітаційна модель процесів ціноутворення на ринку електричної енергії України. Визначено вимоги до взаємодії між процесами ціноутворення під час моделювання сегментів ринку електричної енергії України, наведено функції формування зазначеної імітаційної моделі та її інформаційна архітектура. Встановлено, що реалізація системи імітаційного моделювання ринку електричної енергії України має виконуватися згідно з принципами побудови експертних систем з дискретно-подієвим характером розрахунків розподілених у часі процесів ціноутворення. Бібл. 8, рис.2.

Ключові слова: імітаційне моделювання, ринок електричної енергії, експертна система ціноутворення, тарифоутворення, мережеві обмеження.

Вступ. Розвиток оптового ринку електричної енергії України, що відбувається протягом останнього десятиріччя, відзначається переходом від діючої моделі "Єдиного покупця" до перспективної лібералізованої моделі повномасштабного конкурентного ринку електричної енергії. Відповідно до Закону «Про ринок електричної енергії» від 13.04.2017 № 2019-VIII [1] в Україні в 2019 році має бути впроваджено нову модель ринку електричної енергії. Ця модель передбачає наявність таких основних організованих сегментів ринку [2]: ринок двосторонніх договорів, ринок «на добу наперед», балансувальний та роздрібний ринок, ринок допоміжних послуг. В "Правилах ринку «на добу наперед» та внутрішньодобового ринку» [3] визначено принципи функціонування ринку «на добу наперед» (РДН) України за правилами граничного ціноутворення на основі балансу сукупного попиту на електричну енергію та її сукупної пропозиції. З огляду на перспективи інтеграції ОЕС України з європейськими енергосистемами, структура та функції ринку електроенергії України повинні бути максимально адаптовані до європейських регламентуючих [4, 5] документів щодо функціонування ринків електроенергії.

Оскільки проблема створення єдиного методу або набору методів ціноутворення на європейських ринках електроенергії залишається актуальною, у процесі формування сегментів лібералізованої моделі ринку електроенергії України надзвичайно важливо приймати економічно обґрунтовані рішення щодо функціонування самих сегментів та взаємовідносин учасників у цих сегментах ринку електроенергії з урахуванням особливостей структури виробництва, передачі, розподілу і споживання електроенергії в ОЕС України [6-8]. Додатково структура і функції лібералізованої моделі ринку електроенергії України мають відповідати вимогам відповідних Регламентів Європейської Комісії [4, 5] з метою максимального забезпечення сумісності зі структурою ринків електроенергії європейських країн у процесі інтеграції ОЕС України до енергосистем Європи. Однак, жодна з існуючих в Європі моделей функціонування ринку електроенергії не може повністю повторити модель іншої країни [8], зокрема й України, навіть за наявності однакових сегментів та підходів до ціноутворення. Це обумовлено технологічними особливостями ОЕС України, національною

правовою та регуляторною базою, а також правилами функціонування ринку електричної енергії. Зважаючи на це, впровадження в Україні існуючих у світі засобів моделювання ринків електричної енергії потребуватиме значного часу для адаптації та врахування виняткових особливостей нового ринку електричної енергії.

Іншим підходом до вирішення проблеми підвищення якості обґрунтування управлінських рішень щодо запровадження механізмів і вдосконалення процесів ціно- та торфоутворення в умовах нової моделі ринку електричної енергії в Україні, подальшої його лібералізації та інтеграції з європейськими ринками електроенергії є розробка відповідної концепції та побудова імітаційної моделі.

Метою статті є визначення основних складових, функції формування та інформаційної архітектури імітаційної моделі ринку електроенергії, основне призначення якої є моделювання процесів ціноутворення в сегментах ринку та пошук на основі результатів такого моделювання оптимальних рішень щодо цін на електроенергію в Україні з урахуванням особливостей структури ринку електроенергії і правил його функціонування, а також системних обмежень в ОЕС України.

Загальні методологічні підходи до системи імітаційного моделювання ринку електроенергії України. З огляду на невизначеність шляхів вирішення проблеми вибору оптимальних способів ціноутворення в сегментах ринку електроенергії України, призначення імітаційної моделі – запропонувати інструментарій для оцінки практичних наслідків запровадження як різних механізмів ціноутворення, так і різних способів взаємодії учасників ринку в окремих сегментах. Водночас імітаційна модель має надавати можливість неявного врахування впливу функцій окремих сегментів ринку електроенергії чи окремих технологічних обмежень та моделювання з уточненим урахуванням цих факторів.

Окремо слід відзначити вимоги до найбільш складного в частині методології моделювання різних способів організації та функціонування сегменту – РДН. Особливістю РДН у порівнянні з іншими сегментами ринку електроенергії є широкий набір різних типів заявок для участі в торгах. Зокрема, для участі в погодинних торгах РДН подаються заявки з купівлі-продажу електроенергії з лінійними чи східчастими графіками. Крім того, для РДН України важливими є цінові заявки з атрибутом «все або нічого» та ціноприймальні заявки на купівлю-продаж електроенергії. Кожен із наведених типів заявок має свої особливості аналізу. Тому й оцінка впливу окремого замовлення на результати погодинних торгів має здійснюватися з урахуванням особливостей аналізу цього замовлення. Додатково на результати погодинних торгів на РДН впливають замовлення, аналіз яких здійснюється дискретними методами на рівні добової оптимізації. Складний характер впливу різних формалізмів аналізу відповідних типів заявок на результати торгів практично унеможливорює адекватну оцінку результатів функціонування РДН методами, що використовують лінеаризовані моделі. Найбільш точну оцінку наслідків впливу різних чинників на результати торгів у сегменті РДН надає безпосереднє імітаційне моделювання. Відповідно, модель аналізу результатів торгів на РДН має використовувати математичний апарат, максимально наближений до математичних методів та алгоритмів процесу розрахунків, що використовуються в автоматизованій інформаційній системі цього ринку.

Основні принципи, за якими має бути побудована імітаційна модель ринку електроенергії України, є аналогічними принципам створення складних розрахунково-аналітичних систем. Так, **принцип включення** визначає, що вимоги до створення, функціонування та розвитку імітаційної моделі встановлюються з боку більш складної системи. У цьому випадку вимоги до імітаційного моделювання окремих сегментів формуються з огляду на їх функціонування в складі системи комплексного моделювання ринку електроенергії України. **Принцип системної єдності** визначає, що на всіх стадіях створення, функціонування та розвитку імітаційної моделі ринку електроенергії України її цілісність має забезпечуватися зв'язками між підсистемами, а також функціонуванням підсистеми управління. **Принцип розвитку** встановлює вимогу можливості нарощування та вдосконалення окремих компонентів імітаційної моделі ринку електроенергії України та зв'язків між ними. **Принцип комплексності** полягає в тому, що імітаційна модель ринку

електроенергії України має забезпечувати зв'язаність у процесі обробки інформації як окремих складових, так і всього обсягу даних загалом на всіх стадіях обробки. **Принцип інформаційної єдності** встановлює вимогу використовувати єдині терміни, символи, умовні позначення і способи подання в усіх підсистемах, засобах забезпечення і компонентах імітаційної моделі ринку електроенергії України. **Принцип сумісності** визначає, що мова, символи, коди і засоби імітаційної моделі ринку електроенергії України мають бути узгоджені та забезпечувати спільне функціонування всіх підсистем, зберігаючи відкритою структуру системи в цілому. Згідно з **принципом інваріантності**, підсистеми та компоненти імітаційної моделі ринку електроенергії України мають бути інваріантними до оброблюваної інформації, тобто процедури та алгоритми розрахунків мають бути типовими і не повинні залежати від кількості та конкретних значень вхідних даних.

У процесі розробки схем інформаційної взаємодії складових системи імітаційного моделювання ринку електроенергії України слід урахувувати невідповідність інформаційних структур на вході та виході засобів імітаційного моделювання РДН у порівнянні з іншими сегментами ринку електроенергії. Так, для участі в торгах на РДН подаються заявки як на окрему годину, так і на кілька годин доби. Водночас продуктами на РДН вважаються виключно погодинні договори на фізичне постачання електроенергії від продавця до покупця в межах відповідних систем передачі. Крім того, структура цінових зон та обмеження на обсяги обміну електроенергією між ними є обов'язковою складовою вхідних даних для рішення задачі сполучення ринку електроенергії. У той же час погодинні обсяги обміну електроенергією між ціновими зонами мають значення додаткової інформації, корисної для оператора системи передачі, але зайвої для інших учасників торгів на РДН. Особливою інформаційною складовою результатів моделювання РДН є значення граничних цін у цінових зонах, які використовуються для розрахунку вартості продуктів РДН. Такі особливості інформаційних структур на вході та виході імітаційної моделі РДН необхідно враховувати згідно з наведеними вище принципами.

Вимоги до взаємодії між процесами ціноутворення в процесі моделювання сегментів ринку електроенергії України. Лібералізована модель ринку електроенергії передбачає взаємодію учасників ринку в різних ринкових сегментах (рис. 1). Наприклад, виробники електроенергії реєструють безпосередні довгострокові угоди на купівлю-продаж електроенергії з постачальниками чи з великими споживачами у відповідному сегменті ринку. Угоди на більш короткі строки реалізації укладаються додатково між цими учасниками на внутрішньодобовому ринку та в неявному вигляді в сегменті РДН. Виробники електроенергії місцевого значення (розподілена генерація) та з нерегульованими джерелами генерації укладають угоди з уповноваженим «гарантованим покупцем», функції якого можуть виконувати оператор системи передачі або оператори малих систем розподілу. Крім того, виробники електроенергії безпосередньо взаємодіють з оператором системи передачі для укладання угод на ринку допоміжних послуг, РДН та балансувальному ринку (БР).

Кожен сегмент ринку електроенергії визначає такі правила взаємодії між учасниками:

- правила організаційної взаємодії, які регламентують доступ учасників до торгів, проведення торгів та порядок укладання угод;
- правила взаємодії за економічними інтересами, які визначають механізми формування балансу між попитом і пропозицією та ціноутворення;
- правила взаємодії за технологічними ознаками, які враховують особливості технологічних процесів у національній електроенергетиці в процесі формування балансу виробництва та споживання електроенергії.

Результатом функціонування кожного сегменту ринку електроенергії є двосторонні договори, які визначають:

- сформовані в цьому сегменті баланси попиту та пропозиції;
- складові для формування загального балансу виробництва-споживання електроенергії;
- складові вартості електроенергії для кінцевого споживача.

Таким чином, елементарною складовою для моделювання ринку електричної енергії є заявки учасника ринку на купівлю-продаж електроенергії або надання-отримання послуг із зазначеними обсягами та ціною (рис. 1).

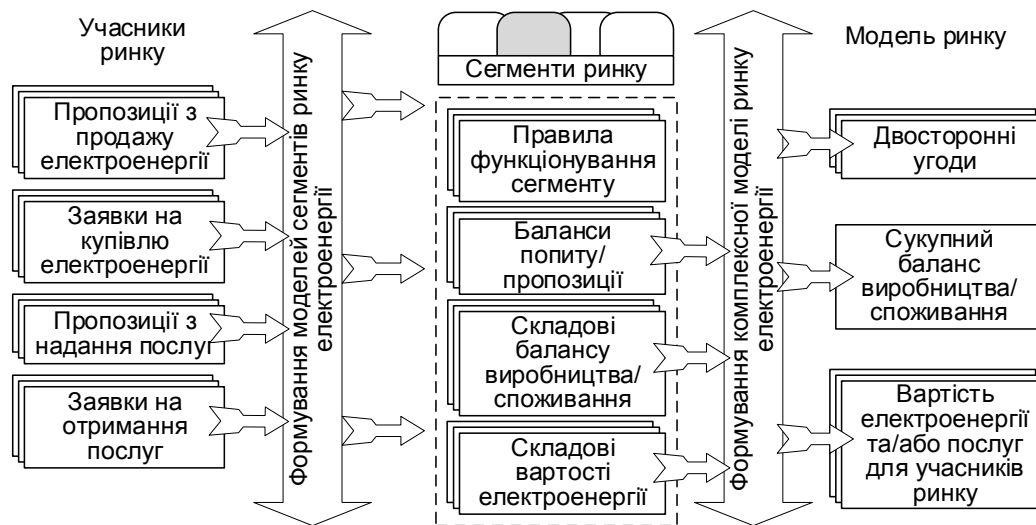


Рис. 1

Елементарним результатом моделювання є двостороння угода з купівлі-продажу електроенергії або з надання-отримання послуг із погодженими обсягами та вартістю. Результатом моделювання окремого сегменту ринку електроенергії є набір двосторонніх угод, які визначають сукупний баланс попиту-пропозиції в цьому сегменті, складові балансу виробництва-споживання електроенергії та складові вартості електроенергії або послуг. Функції комплексного моделювання ринку електроенергії узгоджують баланси попиту-пропозиції по сегментах із сукупним балансом виробництва-споживання електроенергії з урахуванням особливостей її передачі та розподілу. За результатами такого узгодження розраховуються вартісні показники для учасників ринку електроенергії. Водночас найбільш важливим індикатором функціонування ринку електроенергії є вартість електроенергії для кінцевих споживачів, у якій фактично враховуються всі складові ціноутворення, присутні на ринку.

Базовим рішенням для цих задач є експертне відображення моделі ринку, тобто сформовані експертом двосторонні угоди між учасниками ринку електроенергії з урахуванням особливостей функціонування кожного з модельованих сегментів із дотриманням балансів попиту і пропозиції в цих сегментах та загального балансу виробництва і споживання електроенергії (рис. 2). Найбільш показовими ціновими індикаторами сформованої моделі ринку електроенергії є ціни для кінцевих споживачів, оскільки ці вартісні показники дозволяють адекватно здійснювати порівняння різних варіантів моделі ринку електричної енергії.

З рис. 2 видно, що основу імітаційної моделі ринку електроенергії України складають функції узгодження балансу виробництва-споживання по сформованим за результатами балансування попиту-пропозиції двостороннім угодам у модельованих сегментах. Водночас форма подання правил функціонування сегментів ринку електроенергії залежить від рівня деталізації процесів балансування попиту-пропозиції та процесів ціноутворення для відповідних сегментів у комплексній моделі ринку.

У найпростішому випадку окремий сегмент ринку електричної енергії враховується в комплексній моделі неявно. У цьому разі експерт – користувач системи імітаційного моделювання самостійно формує для такого сегменту двосторонні угоди, керуючись поданими на вербальному рівні правилами. Таке неявне врахування окремого сегмента ринку електроенергії застосовується, перш за все, за відсутності чітко визначених методів формування балансів попиту-пропозиції та алгоритмів ціноутворення. А реалізація

програмних засобів з неявним урахуванням всіх сегментів ринку електроенергії є базовою версією системи імітаційного моделювання, призначеною для тестування алгоритмів узгодження балансів виробництва-споживання електроенергії та для оціночних розрахунків у процесі рішення окремих задач.

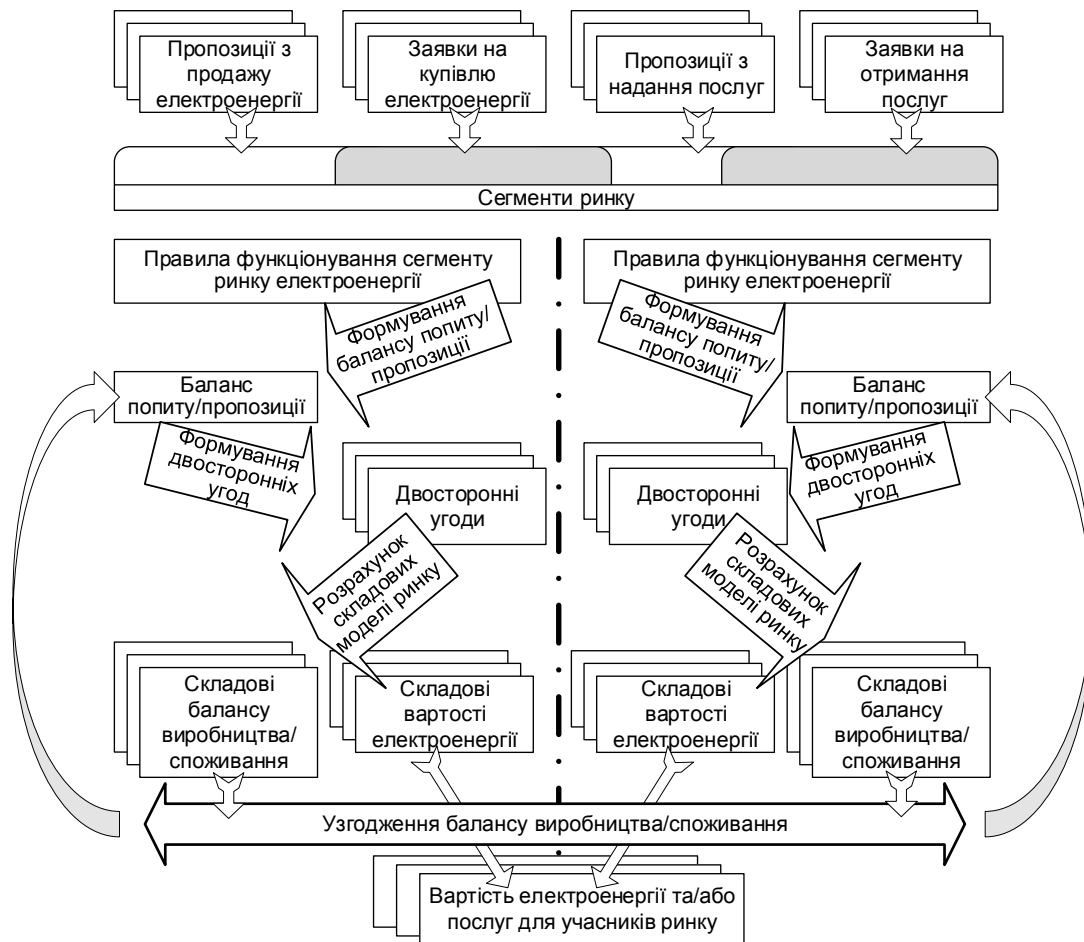


Рис. 2

Для більш точного врахування процесів ціноутворення в окремому сегменті ринку електроенергії України розробляється програмне розширення, в якому реалізуються типові для цього сегменту алгоритми формування балансу попиту-пропозиції та правила ціноутворення. У цьому разі правила функціонування модельованого сегменту визначаються користувачем системи як окремий інформаційний шар вхідних даних із визначеннями, які саме алгоритми слід використовувати в процесі імітаційного моделювання відповідного сегменту.

Функції балансування попиту та пропозиції під час моделювання окремих сегментів ринку електроенергії мають використовувати математичний апарат двостороннього аукціону з оптимізацією на основі цільової функції максимізації добробуту ринку електроенергії. Імітація односторонніх аукціонів (нееластичних по ціні попиту чи пропозиції) в такому випадку здійснюється шляхом використання відповідних заявок ціноприймального типу. Тоді функції імітаційного моделювання окремого сегмента ринку електричної енергії України зводяться до підготовки функцій попиту-пропозиції та визначення за результатами моделювання аукціонів інформації для функцій узгодження балансів. Особливості ціноутворення для окремого сегменту ринку електроенергії України визначаються постановкою задачі імітаційного моделювання і подаються посиланнями на алгоритм розрахунку вартості електроенергії, який необхідно застосовувати в процесі моделювання відповідного сегменту.

Функції узгодження балансів виробництва-споживання електроенергії здійснюють коригування доступних для торгів графіків у окремому сегменті ринку електроенергії за результатами вже сформованих балансів у інших сегментах. Тому імітаційна модель має також враховувати хронологію укладання угод. Наприклад, моделювання торгів на внутрішньодобовому ринку повинно здійснюватися після завершення моделювання торгів на РДН та з урахуванням їх результатів. Оскільки система імітаційного моделювання не призначена для функціонування в режимі реального часу, то для моделювання безперервних торгів на внутрішньодобовому ринку електроенергії достатньо здійснювати їх імітацію дискретно за фактом заявки на купівлю-продаж електроенергії відповідно до часових міток для заявок, сформованих за ретроспективною чи прогнозованою інформацією.

Отже, програмна реалізація системи імітаційного моделювання ринку електроенергії України має виконуватись з використанням принципів побудови експертних систем з дискретно-подієвим характером імітації розподілених у часі процесів ціноутворення.

Висновки. 1. Визначено основні складові, функції та загальна інформаційна архітектура комплексної імітаційної моделі ринку електроенергії України, побудова та використання якої дозволяє виконати моделювання процесів ціноутворення в сегментах ринку. 2. У межах імітаційного моделювання для кожного учасника ринку електроенергії України ціни та тарифи з достатнім рівнем точності формуються як адитивні складові з урахуванням частки їх участі в балансах попиту та пропозиції для різних сегментів ринку електроенергії. Тому подання структури ціноутворення для окремих учасників ринку електроенергії в декларативній формі (на рівні вхідних даних) не викликає особливих складнощів. Впровадження в імітаційній моделі ринку електроенергії України формалізованого опису взаємодії між учасниками ринку в процесах ціноутворення в декларативній формі дозволяє реалізувати принцип адаптивності розрахункової системи до змін у постановці задачі. Зі свого боку адаптивна до змін у постановці задачі імітаційна модель ринку електроенергії України надає ефективний інструментарій для дослідження різних форм ціноутворення в процесі підготовки управлінських рішень, що так само створює передумови прийняття економічно обґрунтованих рішень щодо структури та функцій ринку електроенергії України.

Робота виконана за рахунок коштів бюджетної програми «Підтримка розвитку пріоритетних напрямів наукових досліджень» (шифр «Інтехен»), (КПКВК 6541230).

1. Про ринок електричної енергії: Закон України від 13.04.2017 р. № 2019-VIII.
URL: <http://zakon3.rada.gov.ua/laws/show/2019-19>
2. Про затвердження Правил ринку «на добу наперед» та внутрішньодобового ринку: Постанова НКРЕКП від 14.03.2018 р. № 308.
3. Про затвердження Правил ринку: Постанова НКРЕКП від 14.03.2018 р. № 307.
4. Commission Regulation (EU) 2015/1222 of 24 July 2015 establishing a guideline on capacity allocation and congestion management. *Official Journal of the European Union*. 2015. Vol. 58. Pp. 24 – 72.
5. Commission Regulation (EU) 2016/1719 of 26 September 2016 establishing a guideline on forward capacity allocation. *Official Journal of the European Union*. 2016. Vol. 259. Pp. 42 – 68.
6. Блінов І.В., Парус Є.В., Іванов Г.А. Дослідження організації конкурентної моделі ринку електроенергії України з урахуванням мережевих обмежень в ОЕС України. *Пр. Ін-ту електродинаміки НАН України*. 2016. № 45. С. 34 – 39.
7. 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. DOI: <https://doi.org/10.15407/techned2017.06.072>
8. Блінов І.В. Теоретичні та практичні засади функціонування конкурентного ринку електроенергії. К.: Наукова думка, 2015. 250 с.

СОСТАВЛЯЮЩИЕ ИМИТАЦИОННОЙ МОДЕЛИ ПРОЦЕССОВ ЦЕНООБРАЗОВАНИЯ НА РЫНКЕ ЭЛЕКТРИЧЕСКОЙ ЭНЕРГИИ УКРАИНЫ

Е.В. Парус, канд. техн. наук; **І.В. Блінов**, докт. техн. наук
Институт электродинамики НАН Украины,
пр. Победы, 56, Киев-57, 03057, Украина,
e-mail: paruseugene@gmail.com, blinovigor81@gmail.com

Представлены основные принципы, по которым должна быть построена имитационная модель процессов ценообразования на рынке электрической энергии Украины. Определены требования к взаимодействию между процессами ценообразования при моделировании сегментов рынка электрической энергии Украины, приведены функции формирования указанной имитационной модели и ее информационная архитектура. Определено, что реализация системы имитационного моделирования рынка электрической энергии Украины должна выполняться с использованием принципов построения экспертных систем с дискретно-событийным характером расчетов распределенных во времени процессов ценообразования. Библ. 8, рис.2.

Ключевые слова: имитационное моделирование, рынок электрической энергии, экспертная система ценообразования, тарифообразование, сетевые ограничения.

SIMULATION MODEL COMPONENTS OF THE PRICE FORMATION PROCESSES ON THE ELECTRICITY MARKET OF UKRAINE

Ye. Parus, I. Blinov

Institute of Electrodynamics of the National Academy of Sciences of Ukraine

pr. Peremohy, 56, Kyiv-57, 03057, Ukraine

e-mail: paruseugene@gmail.com, blinovigor81@gmail.com

The article presents the basic building principles of the simulation model of the price formation processes on the electricity market of Ukraine. The requirements for the interaction between price formation processes when modeling segments of the electricity market of Ukraine are determined. The functions of the simulation model design and its information architecture are given. It was determined that the implementation of a simulation system for the electricity market of Ukraine should be carried out using the principles of designing of expert systems with discrete-event character of calculations that are distributed in time of price formation processes. References 8, figures 2.

Key words: simulation modeling, electricity market, expert pricing system, tariff setting, network constraints.

1. The Law of Ukraine "On Electricity Market". The Verkhovna Rada of Ukraine. The Law of 13.04.2017 No 2019-VIII. URL: <http://zakon3.rada.gov.ua/laws/show/2019-19>.
2. On approval of market rules "a day ahead" market and intraday market: Decree of National Commission for the State Regulation Energy and utilities from 14.03.2018. No 308.
3. On approval of market rules: Decree of National Commission for the State Regulation Energy and utilities from 14.03.2018. No 307.
4. Commission Regulation (EU) 2015/1222 of 24 July 2015 establishing a guideline on capacity allocation and congestion management. *Official Journal of the European Union*. 2015. Vol. 58. Pp. 24 – 72.
5. Commission Regulation (EU) 2016/1719 of 26 September 2016 establishing a guideline on forward capacity allocation. *Official Journal of the European Union*. 2016. Vol. 259. Pp. 42 – 68.
6. Blinov I., Parus Ye., Ivanov H. Research of competitive model of electricity market of Ukraine taking into account network constraints in IPS Ukraine. *Pratsi Instytutu elektrodynamiky Natsionalnoi akademii nauk Ukrainy*. 2016. No 45. Pp. 34 – 39. (Ukr)
7. 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. (Ukr). DOI: <https://doi.org/10.15407/techned2017.06.072>
8. Blinov I.V. Theoretical and practical principles of functioning of a competitive electricity market. Kyiv: Naukova Dumka, 2015. 215 p. (Ukr)

Надійшла 08.04.2019

Received 08.04.2019

ЕЛЕКТРИЧНІ МАШИНИ ТА АПАРАТИ

УДК 621.313.322

DOI: <https://doi.org/10.15407/publishing2019.53.035>

ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНЕ ДОСЛІДЖЕННЯ ТЕПЛООБМІНУ В АКсіАЛЬНИХ КАНАЛАХ ЗУБЦІВ ОСЕРДЯ СТАТОРА ТУРБОГЕНЕРАТОРА

К.А. Кучинський*, докт. техн. наук, **В.А. Крамарський**, канд. техн. наук,
А.В. Худяков

Інститут електродинаміки НАН України,
пр. Перемоги, 56, Київ-57, 03057, Україна,
e-mail: kuchynsky1962@gmail.com

Представлено результати експериментального дослідження на фізичній моделі аеродинаміки і теплообміну в аксіальних вентиляційних каналах зубців осердя статора турбогенератора з повітряним охолодженням. Показано переваги криволінійних осьових каналів у порівнянні з прямими каналами за рахунок зменшення аеродинамічного опору. Бібл. 6, рис. 5.

Ключові слова: турбогенератор, осердя статора, коефіцієнт тепловіддачі, аеродинамічний спротив, вентиляційні канали.

Підвищення вимог до надійності експлуатації генеруючого обладнання на електростанціях спонукає сучасне електромашинобудування до пошуку його вдосконалення. Оптимізація охолодження турбогенераторів як гранично навантажених електричних машин також залишається актуальною проблемою. Особливо це стосується турбогенераторів з повним повітряним охолодженням [1, 2]. Необхідні нові, нетрадиційні технічні рішення, які дозволять без надмірного ускладнення конструкції збільшити ефективність охолодження активних частин генератора.

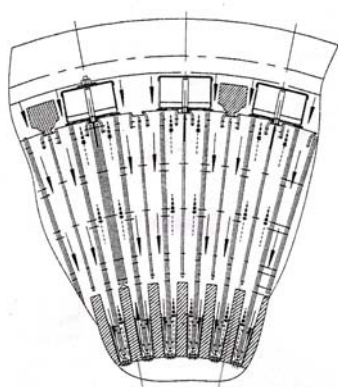


Рис. 1

Кожне з останніх технічних рішень у цьому напрямку внесло свій, можливо і невеликий вклад у вирішення проблеми, але в сумі вони дали змогу суттєво підвищити надійність і потужність турбогенераторів. У традиційних системах газового охолодження осердя статора турбогенераторів газ рухається по радіальним каналам між пакетами осердя або осьовим каналам в пакетах осердя [3]. Їх розвитком стала багатопоточна незалежна система повітряного охолодження статора з U-подібними каналами між пакетами активної сталі (рис. 1). Холодне повітря із зони нагнітання проходить між пакетами спочатку в напрямку зубців, біля коронки зубців повертає і виходить у протилежному напрямку.

Останнім значним досягненням стало створення радіально-аксіальної системи повітряного охолодження пазової частини статора як результат логічного розвитку багатопоточної незалежної системи охолодження осердя [4]. Основна відмінність цієї системи полягає в тому, що потік холодного охолоджуючого повітря омиває кожний шихтований

пакет осердя в радіальному напрямку, починаючи зі спинки, далі проходить через аксіальні канали в зубцях пакета, після чого виходить з осердя в радіальному напрямку по іншу сторону пакета (рис. 2). Це призводить до значного зменшення температурного перепаду по товщині пакета за рахунок того, що зменшується тепловий опір, і значна частина теплового потоку відводиться з поверхні аксіальних каналів повз ізоляційні проміжки між листами сталі. Але за такої конструкції зростає аеродинамічний спротив проходженню повітря через вентиляційні канали осердя.

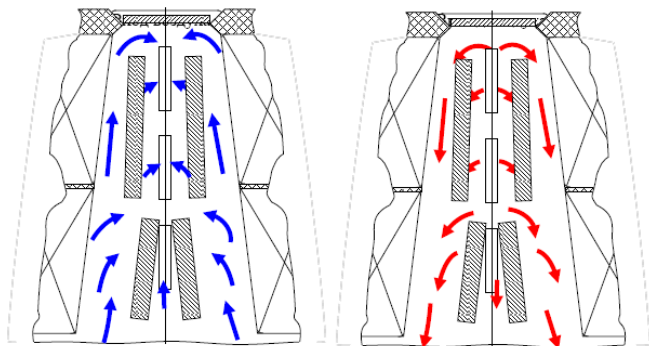


Рис. 2

Метою експериментальних досліджень на фізичній моделі тепловіддачі і аеродинамічного спротиву в

аксіальних каналах зубців осердя статора з незалежним повітряним охолодженням було порівняння ефективності прямих і криволінійних каналів. На моделі одного зубцевого ділення було відтворено конфігурацію і геометричні розміри вентиляційних каналів між пакетами осердя статора турбогенератора потужністю 120 МВт. Вентиляційні канали в зубцях досліджено в двох варіантах: прямолінійні аксіальні і криволінійні канали. Поверхня каналів була гладкою. Схему руху потоків повітря в зубцевій зоні осердя з незалежним

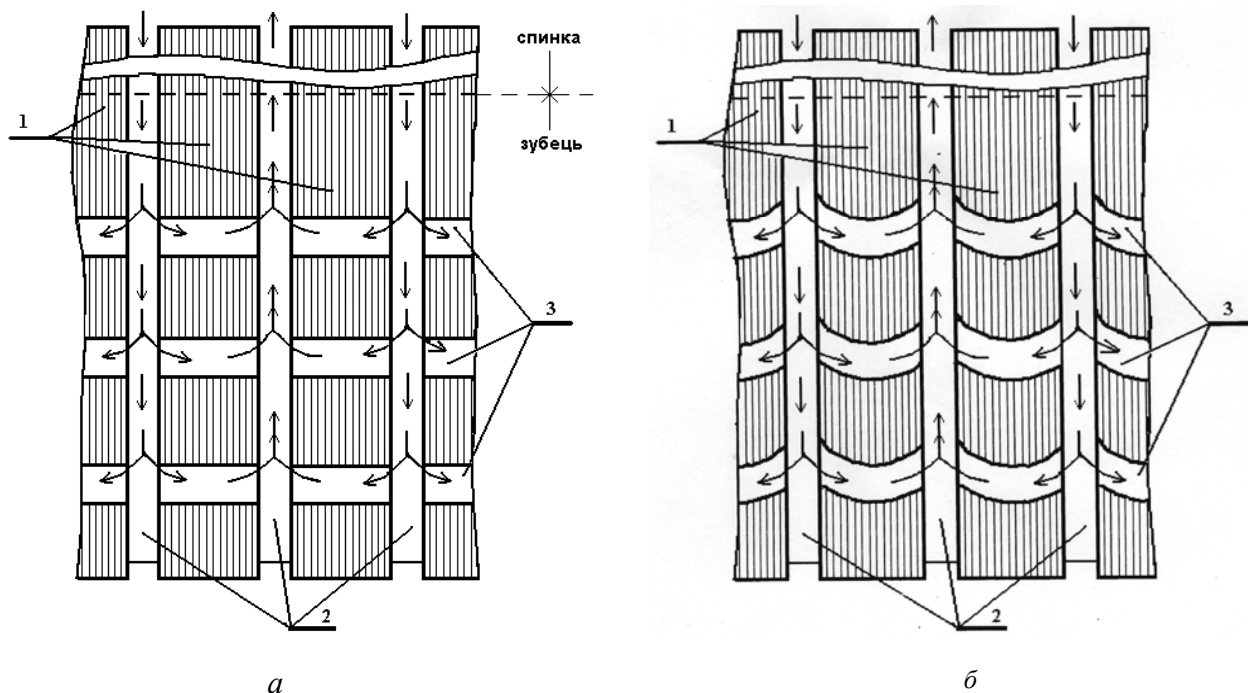


Рис. 3

охолодженням показано на рис. 3, а, б, де 1 – пакети осердя статора, 2 – радіальні вентиляційні канали, 3 – аксіальні вентиляційні канали.

На рис. 4 зображено аеродинамічний спротив тракту «спинка осердя – аксіальні канали в зубцях – спинка осердя» в залежності від витрат повітря. По горизонтальній координаті відкладено витрати повітря через одне зубцеве ділення (х – прямий канал, ● – криволінійний канал).

Позитивний ефект полягає в тому, що за робочих витрат повітря аеродинамічний спротив тракту з криволінійними каналами в зубцях приблизно на 10 % менший, ніж аеродинамічний спротив цього тракту з прямими аксіальними каналами.

У ході дослідження тепловіддачі теплові потоки з поверхні аксіальних каналів у зубцях створювались через нагрівачі під поверхнею каналів, а середня температура поверхні вимірювалась термopарами. На рис. 5 приведено результати досліджень середнього коефіцієнта тепловіддачі в аксіальних каналах осердя статора в практичному діапазоні витрат повітря через вентиляційні канали. По горизонтальній координаті відкладено витрати повітря через одне зубцеве ділення (х – прямий канал, ● – криволінійний канал).

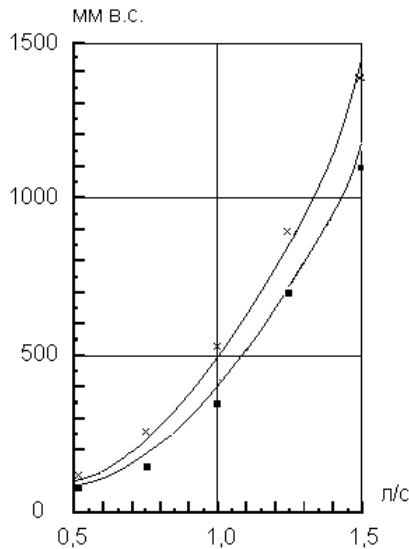


Рис. 4

Висновок. Загальний позитивний ефект застосування криволінійних аксіальних каналів у зубцях осердя статора турбогенератора з повітряним охолодженням полягає у відчутному зменшенні вентиляційних втрат у процесі прокачування повітря. Хоча дотепер виконання криволінійних осьових каналів у зубцях осердя залишається технологічно складним і дорогим завданням, в умовах неминучої автоматизації процесу вирізки сегментів осердя і збирання осердя статора реалізація цього технічного рішення стане цілком прийнятною.

Видно, що в разі зростання витрат повітря коефіцієнт тепловіддачі в прямих аксіальних каналах більше зростає в порівнянні з коефіцієнтом тепловіддачі в криволінійних аксіальних каналах.

Це пояснюється зростанням ефекту турбулізації потоку повітря на вході й виході з аксіальних каналів. Отримані величини коефіцієнтів тепловіддачі узгоджуються з результатами досліджень, приведених у [5]. З поверхні аксіальних каналів знімається приблизно 30 % від теплових втрат у зубці [6]. Порівняльні теплові розрахунки показують, що зменшення коефіцієнта тепловіддачі в криволінійних каналах призведе до збільшення максимальної температури в тілі зубця за однакових витрат повітря не більше, ніж на 2 – 4 градуса в номінальному режимі навантаження турбогенератора.

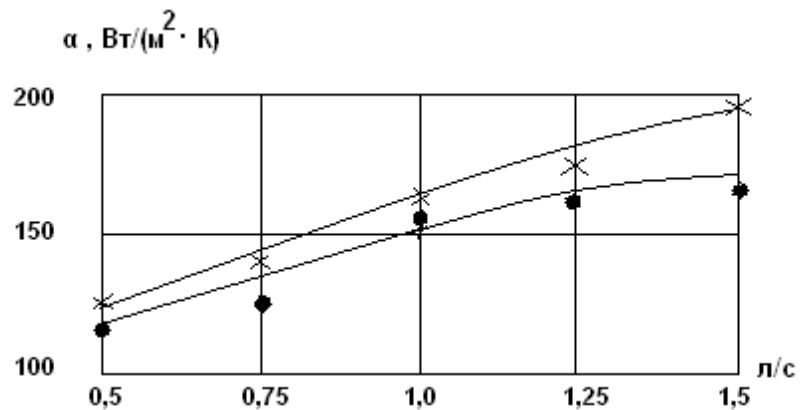


Рис. 5

Фінансується за держбюджетною темою «Наукове обґрунтування та розробка методів і засобів підвищення безвідмовності потужного генеруючого обладнання ТЕС, ГЕС і АЕС» (шифр «БЕЗВИДМОВНІСТЬ-2»), що виконується за Постановою Бюро ВФТПЕ від 29.05.2018 р., протокол № 9. Державний реєстраційний номер роботи 0119U001213.

1. Joho R., Baumgather J., Hinkel T., Stephan C.-E., Jung M. Type Tested Air-cooled Generator in the 500 MVA Range. CIGRE Session. 2000. Pp. 11 – 101.
2. Алексеев Б.А., Мамиконянц Л.Г., Поляков Ф.А., Шакарян Ю.Г. Проблемы электрических машин на сессии СИГРЭ. *Электричество*. 2009. № 3. С. 5 – 9.
3. Титов В.В., Хуторецкий Г.М., Загородная Г.А. и др. Турбогенераторы. Расчет и конструкция. Л.: Энергия, 1967. 896 с.
4. Дубровин Ю.Н., Кади-Оглы И.А., Карташова Т.Н., Шаров В.И. Развитие системы воздушного охлаждения турбогенераторов серии ТЗФ. *Электросила*. 2003. № 42. С. 44 – 50.

5. Рязанов В.Г., Чекановская З.Е. Коэффициент теплоотдачи в аксиальных каналах шихтованного сердечника. *Электротехника*. 1972. № 9. С. 17 – 18.
6. Антонюк О.В., Гуревич Э.И., Карташова Т.Н. Современная проблематика и перспективы развития газового охлаждения турбогенераторов. *Электрические станции*. 2014. № 5. С. 41 – 47.

УДК 621.313.322

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕПЛООБМЕНА В АКСИАЛЬНЫХ КАНАЛАХ ЗУБЦОВ СЕРДЕЧНИКА СТАТОРА ТУРБОГЕНЕРАТОРА

К.А. Кучинский, докт. техн. наук, **В.А. Крамарский**, канд. техн. наук, **А.В. Худяков**

Институт электродинамики НАН Украины,
пр. Победы, 56, Киев-57, 03057, Украина

Представлены результаты экспериментального исследования на физической модели аэродинамики и теплообмена в аксиальных вентиляционных каналах зубцов сердечника статора турбогенератора с воздушным охлаждением. Показаны преимущества криволинейных каналов в сравнении с прямыми каналами за счет уменьшения аэродинамического сопротивления. Библиография: 6, рис. 5.

Ключевые слова: турбогенератор, сердечник статора, коэффициент теплоотдачи, аэродинамическое сопротивление, вентиляционные каналы.

EXPERIMENTAL RESEARCH OF HEAT EXCHANGE IN AXIAL CHANNELS OF TEETH OF THE CORE OF THE STATOR OF A TURBOGENERATOR

K.A. Kuchynskyi, V.A. Kramarsky, A.V. Khudyakov

Institute of Electrodynamics of the National Academy of Sciences of Ukraine,
pr. Peremohy., 56, Kyiv-57, 03057, Ukraine

Results of experimental studies on physical model of aerodynamics and heat exchange in axial ventilating channels of teeth of the core of the stator of a turbogenerator with air cooling are presented. Advantages of curvilinear channels in comparison with direct channels due to reduction of aerodynamic resistance are shown. References 6, figures 5.

Key words: turbogenerator, stator core, heat-transfer coefficient, aerodynamic resistance, ventilation ducts.

1. Joho R., Baumgathner J., Hinkel T., Stephan C.-E., Jung Type Tested Air-cooled Generator in the 500 MVA Range . M. CIGRE Session 2000. Pp. 11 – 101.
2. Alekseev B.A., Mamikonyants L.G., Polyakov F.A., Shakaryan Yu.G. Problems of electrical machines at a session SIGRE . Electricity. 2009. No 3. Pp. 5 – 9.
3. Titov V.V., Hutoretsky G.M., Zagorolnaja G.A. etc. Turbogenerators. L.: Energy, 1967. 896 p.
4. Dubrovin Yu.N., Kadi Oglou I.A., Kartashova T. N., Sharov V.I. Development of a system of air-cooling turbogenerators of the TZF series. In book: Collection "Electric power". 2003. No 42. Pp. 44 – 50.
5. Ryzanov V.G., Z.E. Chekanovskaya. Coefficient of heat transfer in axial channels of the sheet core. Electrical equipment. No 9. 1972. Pp. 17 – 18.
6. Antonyuk O.V., Gurevich E.I., Kartashova T. N. Modern problems and prospects of development of gas-cooling turbogenerators. Power plants. No 5. 2014. Pp. 41 – 47.

Надійшла 06.06.2019
Received 06.06.2019

УДК 621.313.3

DOI: <https://doi.org/10.15407/publishing2019.53.039>

РОЗВИТОК НАУКОВИХ ЗАСАД ТА РОЗРОБКА ЗАСОБІВ ПІДВИЩЕННЯ ПОКАЗНИКІВ БЕЗВІДМОВНОСТІ ПОТУЖНИХ ТУРБО- І ГІДРОГЕНЕРАТОРІВ

О.Г. Кенсицький, докт. техн. наук

Інститут електродинаміки НАН України,
пр. Перемоги, 56, Київ, 03057, Україна,
e-mail: kensitsky@ukr.net

Методами системного аналізу, математичного і фізичного моделювання та натурного експерименту проведено дослідження особливостей перебігу електромагнітних, теплових та термомеханічних процесів у обладнанні в разі виникнення дефектів різної фізичної природи. Дослідження виконано для широкого діапазону експлуатаційних режимів при різному конструктивному виконанні окремих елементів і вузлів. За результатами експериментальних досліджень визначено, що на вібраційний стан як машини в цілому, так і окремих її вузлів впливають рівень навантаження та температура водню на виході з газоохолоджувачів. За часткового активного навантаження (меншого за номінальний), особливо в режимах зі споживанням реактивної потужності, та за зниженої температури холодоагенту вібрації є максимальними. Проведено порівняльний аналіз віброзбуджуючих сил у статорі турбогенератора потужністю 1000 МВт у дво полюсному та чотири полюсному виконанні. Доведено, що в разі переходу в режими зі споживанням реактивної потужності у спектрі віброзбуджуючих сил у статорі дво полюсного турбогенератора спостерігається зростання складової подвійної частоти електромагнітних коливань (200 Гц). Проведено порівняння ефективності конструктивного виконання кінцевої зони осердя статора турбогенератора. Доведено доцільність та ефективність застосування внутрішніх розподілених електромагнітних екранів зубчастопазової конструкції. За результатами виконаних досліджень розроблено та науково обґрунтовано технічні рішення по оптимізації конструкції елементів і вузлів турбо- та гідро генераторів – схеми охолодження торцевої зони та системи запресування осердя статора, пристроїв закріплення лобових частин, а також вентиляції шліців у зубцях осердя статора. Бібл. 7, рис. 12.

Ключові слова: турбогенератор, гідро генератор, надійність, безвідмовність, наробіток до відмови, моделі, фізичні процеси.

Показники надійності генеруючого устаткування електростанцій України, а саме наробіток до відмови та коефіцієнт готовності, регламентуються стандартами ГОСТ 533-2000 для турбогенераторів і ГОСТ 5616-89 для гідро генераторів та гідро генераторів-двигунів. Так, для турбогенераторів потужністю до 350 МВт коефіцієнт готовності має бути не нижчим 0,996, а наробіток до відмови – не меншим 22000 годин. Відповідно, для турбогенераторів потужністю понад 350 МВт – 0,995 і 18000 годин. Для гідро генераторів і гідро генераторів-двигунів ці показники не повинні бути меншими 0,996 і 27000 годин.

На сьогодні показники безвідмовності генеруючого устаткування електростанцій України не відповідають наведеним вище нормам. Із турбогенераторів енергоблоків АЕС найбільш ненадійними є машини потужністю 1000 МВт у дво полюсному виконанні. Їх питома пошкоджуваність складає 0,476 на генераторо-рік експлуатації, що на порядок більше пошкоджуваності турбогенераторів потужністю 1000 МВт у чотири полюсному виконанні (0,05) і в два рази перевищує пошкоджуваність турбогенераторів потужністю 220 МВт (0,2). Середній коефіцієнт готовності дорівнює 0,964, наробіток до відмови – 17000 годин, а для окремих енергоблоків – взагалі 8000 годин (Рівненська АЕС, блоки 3, 4) [1]. Аналогічні показники є характерними і для турбогенераторів енергоблоків ТЕС і ГЕС.

Головними причинами високої пошкоджуваності основного генеруючого обладнання електростанцій на сьогодні є:

- конструктивні недоліки устаткування;
- позаштатні режими експлуатації обладнання, зокрема участь енергоблоків у маневрених режимах, у тому числі по реактивній потужності;
- недостатня кваліфікація експлуатаційного персоналу (людський фактор).

Метою дослідження є розробка нових методів і засобів підвищення надійності та навантажувальної здатності потужних турбо- і гідрогенераторів у експлуатації шляхом створення математичних і фізичних моделей та дослідження особливостей перебігу електромагнітних, теплових та термомеханічних процесів у обладнанні в разі виникнення дефектів різної фізичної природи, а також розробка нових засобів і конструктивних рішень виконання окремих елементів і вузлів машини.

У ході виконання роботи було розроблено нову квазітривимірну модель електромагнітних і теплових процесів у торцевій зоні статора потужного турбогенератора [2], яка відрізняється від тих, що використовуються та відомі на сьогодні, більш повним урахуванням фізико-технічних факторів і високою достовірністю результатів при порівняльній простоті програмної реалізації. Розходження з експериментальними дослідженнями на реальному турбогенераторі не перевищили 20 %. Модель дозволяє оцінювати ефективність нових конструктивних і технологічних рішень, спрямованих на підвищення надійності і навантажувальної здатності генеруючого устаткування в експлуатації (геометрія, теплофізичні характеристики матеріалів, інтенсивність теплообміну).

Дослідження розподілу електромагнітного поля і нагрівів у кінцевій зоні статора потужного турбогенератора [3] у процесі зміни реактивного навантаження довели, що найбільше зростання аксіальної складової індукції в зубцях у разі переходу від номінального режиму ($\cos \varphi = 0,8$, рис. 1, а) до режиму споживання реактивної потужності ($\cos \varphi = -0,95$, рис. 1, в)

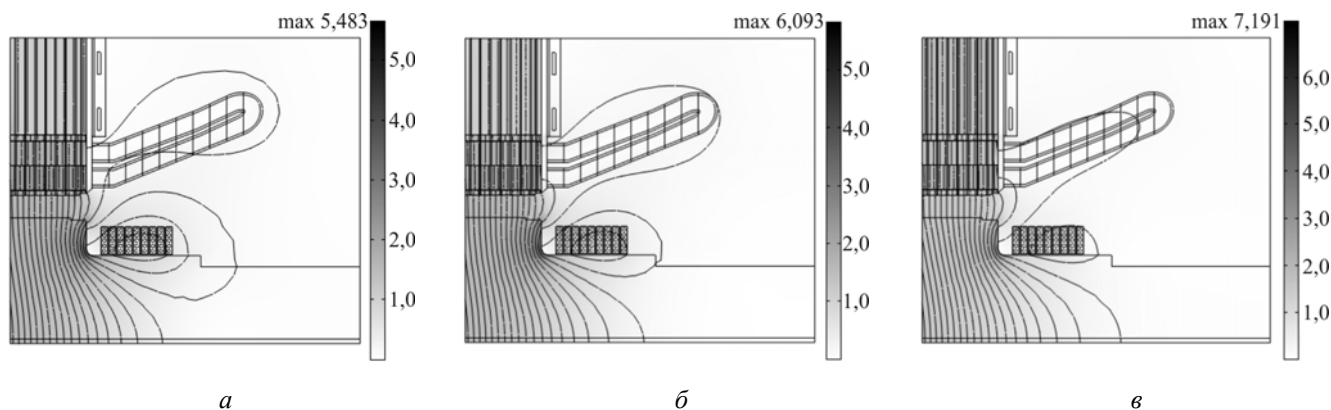


Рис. 1

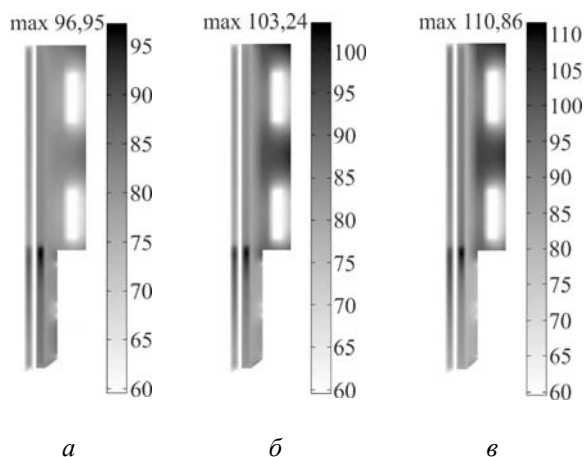


Рис. 2

спостерігається в коронках (на 30 %), дещо менше – в середній частині (на 20 %). В ярмі поблизу підпазової області індукція збільшується на 70 %. В області «натискний палець – крайній пакет» з переходом у режим недозбудження індукція зростає майже на 35 %. У другому та третьому пакетах осердя це зростання помітно менше, а в шостому – взагалі відсутнє. Найсуттєвіші збільшення індукції відбуваються в коронках зубців та поблизу підпазової області, що пояснюється екрануючим впливом мідного екрану та натискної плити.

Нагрів області «натискна плита – екран – натискний палець – крайній пакет» різко підвищується за переходу в ємнісний квадрант (рис. 2, в). Нагрів підпазової зони в режимі

споживання реактивної потужності на 20 – 25 °С вищий, ніж коронки. Максимальна температура зубцевої зони в підпазовій області крайнього пакета осердя становить 111 °С, натискної плити – 108 °С, натискного пальця – 99 °С.

Проведено дослідження температурного поля в торцевій зоні ТГ для низки варіантів її конструктивного виконання для режиму навантаження зі споживанням реактивної потужності ($\cos \varphi = -0,95$) [4]. Розглянуто чотири варіанти виконання кінцевої зони осердя статора:

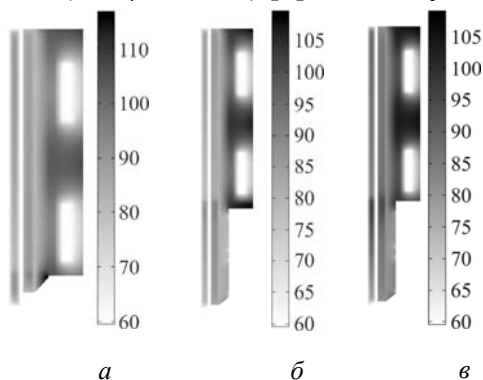


Рис. 3

- базова (заводська) конструкція (рис. 2, в);
 - виконання глибокого скосу крайніх пакетів (рис. 3, а);
 - встановлення L -подібного екрана під натискною плитою (рис. 3, б);
 - застосування внутрішнього розподіленого екрана крайніх пакетів (рис. 3, в).
- Визначено, що з розглянутих варіантів найбільш ефективним є встановлення електропровідного L -подібного екрана між натискною плитою і натискними пальцями. Максимальні температури основних елементів конструкції є найнижчими, а саме:
- крайнього пакета осердя – 92 °С (базовий варіант – 111 °С);
 - натискної плити – 105 °С (108 °С);
 - натискного пальця – 95 °С (99 °С).

Застосування структурного (внутрішнього розподіленого) екрана дозволяє зменшити максимальну температуру крайнього пакета осердя статора, але водночас збільшується середня температура пакета через наявність мідних елементів (підвищення струмів у ярмі).

Створено математичну модель та проведено дослідження термомеханічних процесів у стрижні обмотки статора потужного турбогенератора в разі порушення циркуляції холодоагента [5], що відрізняється єдиним підходом до дослідження взаємозв'язаних теплових і термомеханічних характеристик об'єкта для однієї й тієї ж міри дискретизації розрахункової області.

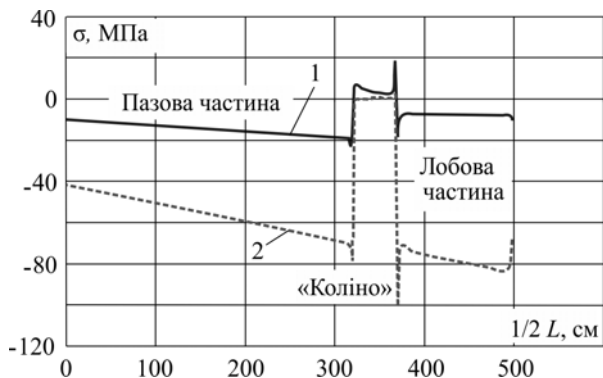


Рис. 4

(рис. 4) в радіальному напрямку (крива 2) перевищують межу міцності матеріалу ($\sigma_{\text{гр. } 110^\circ} = 40 \text{ МПа}$) навіть за температур стрижня, нижчих гранично допустимих значень для термореактивної ізоляції класу «В» (130 °С).

За результатами дослідження розподілу термомеханічних напруг в ізоляції обмотки статора в залежності від конструктивного виконання закріплення стрижня в пазу та режиму навантаження турбогенератора [6] встановлено, що за наявності «вільної ділянки» стрижня («коліно» на рис. 5):

- максимальні значення радіальних переміщень ізоляції в цій зоні зростають у 2 рази;

Проведено порівняльний аналіз величин термомеханічних напруг в ізоляції стрижня, що виникають за наявності дефектів охолодження. Встановлено, що максимальні значення напруги спостерігаються на ділянках виходу стрижня з паза і в місцях кріплень лобових частин. У разі зниження витрати дистилату величини термомеханічної напруги в локальних точках ізоляції

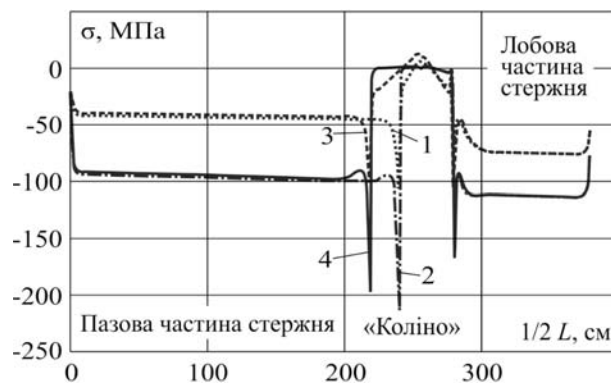


Рис. 5

– радіальна (криві 2 і 4) і аксіальна (криві 1 і 3) термомеханічні напруги в ізоляції знижуються на 8 % (1 і 2 відповідають звичайному закріпленню лобової частини, а 2 і 4 – за наявності вільної ділянки в 20 см);

– у разі навантаження турбогенератора спостерігається зміщення («міграція») локальної напруги вглиб осердя статора, внаслідок чого змінюється розподіл тиску заперування його крайніх пакетів;

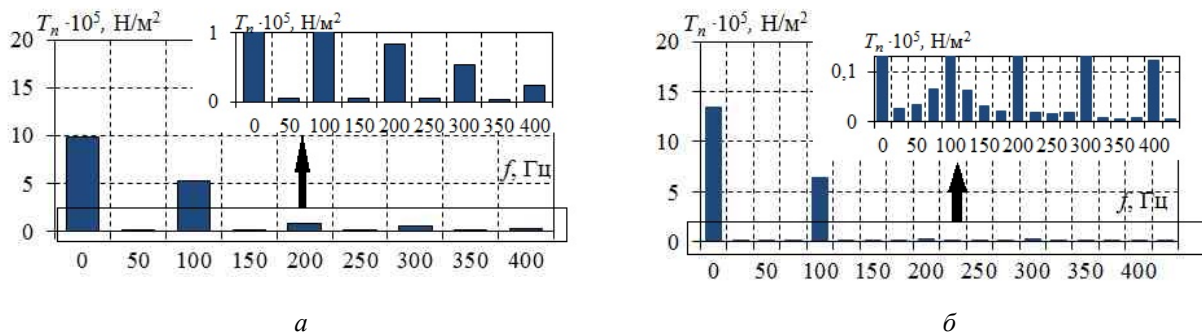
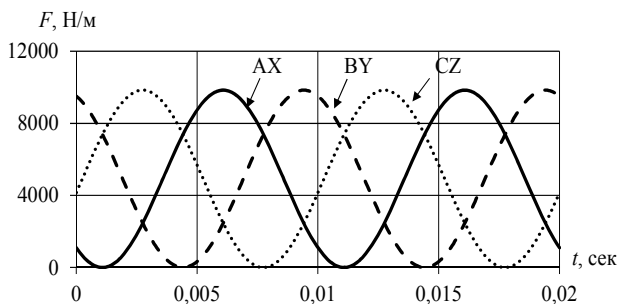


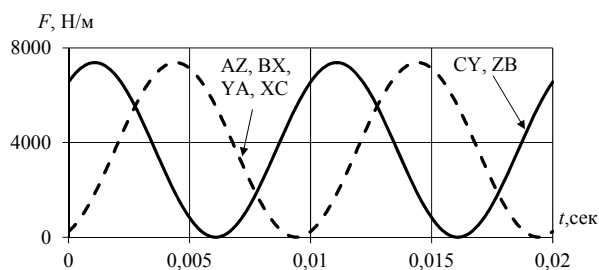
Рис. 6

– термомеханічні напруги в ізоляції обмотки зростають у зоні закріплення лобових частин обмотки бандажами (на 40 % в аксіальному та на 22 % в радіальному напрямках).

На математичній моделі електромагнітного поля турбогенератора проведено дослідження закономірностей розподілу електромагнітних віброзбуджуючих сил у статорі для машин у чотириполюсному та двополюсному виконанні [7]. Проаналізовано спектральний склад сил уздовж усієї поверхні розточки статора (рис. 6). Встановлено, що віброзбуджуючі сили в статорі чотириполюсних (рис. 6, б) турбогенераторів на 29 % менші, ніж у двополюсних (рис. 6, а). Їх амплітуди в чотириполюсного турбогенератора на частотах 200, 300 та 400 Гц менші, ніж у двополюсного в 2,73, 1,7 та 1,96 рази відповідно.



а



б

Рис. 7

Методами математичного моделювання проведено дослідження електродинамічних сил, що діють на стрижні обмотки зі струмом у пазах статора. Встановлено, що амплітуда максимальних зусиль, які діють на стрижні в пазу, що належать до однієї фази обмотки (рис. 7, а), в 1,33 раза більша за амплітуду сил, які діють на стрижні різних фаз (рис. 7, б).

На фізичній моделі кінцевої зони генератора проведено дослідження ефективності електромагнітних екранів зубчато-пазової конструкції. Виготовлено низку тризубцевих та шести зубцевих мідних сегментів завтовшки 0,5, 1,5 і 2 мм, а для вимірювання індукції магнітного поля – планку з індуктивними датчиками поля (рис. 8, а). Вимірювання вихрових струмів у екранах здійснювалось шляхом оснащення їх потенціальними зондами з базою в 10 мм і 20 мм (рис. 8, б).

На рис. 9 наведено графіки залежності аксіальної складової індукції магнітного поля в кінцевій зоні фізичної моделі від товщини екранів зубчато-пазової конструкції. Криві 1, 2 і 3 відповідають місцю розташування індуктивних датчиків (рис. 8, а). У результаті досліджень встановлено, що для припустимих товщин екрана (зазвичай до 10 мм) аксіальна складова індукції магнітного поля в крайніх пакетах осердя статора може бути зменшена в 1,7 – 2 рази. Питомі втрати у цьому випадку зменшуються у 2,5 – 4 рази.

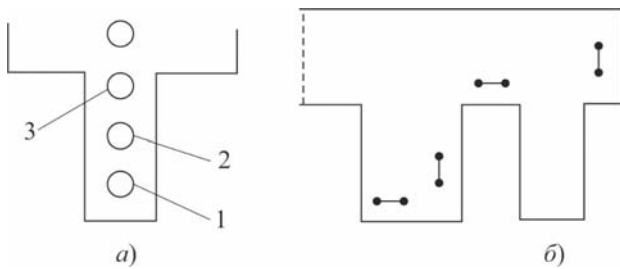


Рис. 8

Методом математичного моделювання (рис. 10, а) проведено дослідження електромагнітних процесів у демпферній системі ротора гідрогенератора за нерівномірності повітряного проміжку.

Визначено, що струми між стрижнями демпферної системи на полюсі ротора розподіляються нерівномірно. Максимальні струми протікають по крайнім від осі ротора стрижням (рис. 10, б), наслідком чого є нерівномірність втрат і нагріву стрижнів, а також внутрішні термомеханічні напруження.

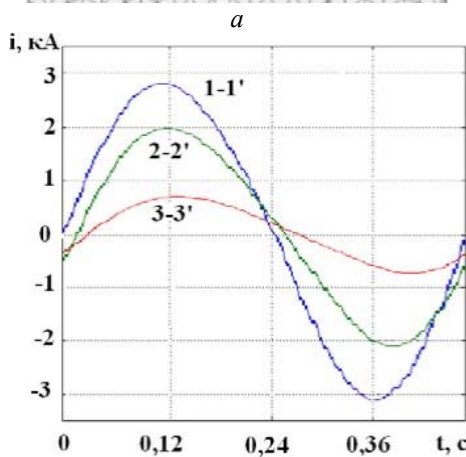
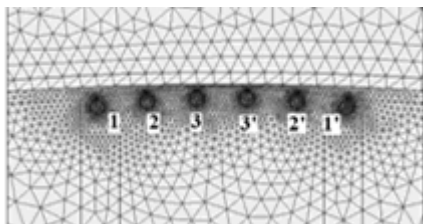


Рис. 10

160 Мвар.

Встановлено, що нерівномірність розподілу вібрацій подвійної частоти (100 Гц) вздовж турбогенератора (рис. 12, а) визначається як особливостями розподілу магнітних сил, так і станом механічно поєднаних між собою елементів системи осердя і корпусу статора. На краях генератора,

Аналітичним методом проведено оцінку рівнів нагріву решітчастого екрану на торці крайнього пакета осердя статора потужного генератора. Визначено, що виконання кільцевих канавок у короткозамикаючих кільцях екрана дозволяє знизити втрати в них від основного потоку на 64 % у порівнянні з конструкцією без канавок.

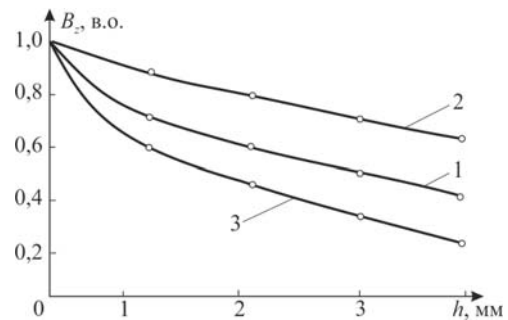


Рис. 9

Доведено, що оптимальним розташуванням демпферних стрижнів на полюсі є їх розміщення компактною групою в центральній частині полюса симетрично до його центральної осі, що в порівнянні з традиційним рівномірним розташуванням дозволяє зменшити струми в крайніх стрижнях у 1,4 – 1,6 раза, а амплітуди пульсуючих електромагнітних сил – у 2,5 – 3 рази. Кількість стрижнів на полюсі повинна бути парною та мінімально можливою з точки зору забезпечення необхідних асинхронних характеристик гідрогенератора. Окрім того, для збільшення індуктивного опору крайніх стрижнів доцільно шліци для них не виконувати, а розміщувати у закритих пазах.

На діючому турбогенераторі ТГВ-300 Трипільської ТЕС (енергоблок № 3) проведено експериментальні дослідження розподілу вібрації по поверхні корпусу машини в залежності від рівнів навантаження та температури охолоджуючого водню. Схему розташування зон вимірювання вібрації наведено на рис. 11. Режими Р3, Р4, Р5 і Р6 відповідають активному навантаженню 250 МВт і реактивному – 100, 120, 140 і

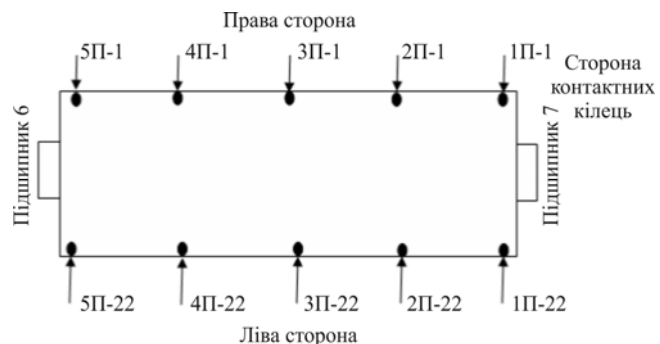


Рис. 11

де магнітні сили мінімальні, вібрації на даній частоті зменшуються. Максимальними вони є на середині машини. Величини струму і температура осердя статора визначають вібраційний стан генератора. Причому обидва фактори мають протилежний вплив на вібрації. За зростання $\cos \varphi$, коли струм зменшується, температура на середині осердя зменшується, а в крайніх пакетах – підвищується. За зменшення реактивного навантаження Q нагрів осердя статора зменшується, і вібрації повинні збільшуватись. Проте переважаючим є фактор впливу підвищення температури. У разі підвищення температури холодного газу щільність осердя статора зростає, а вібрації зменшуються.

Більш складний характер вібрації спостерігається в спектрі вищих гармонік (рис. 12, б), які характеризують стан зубців осердя статора (3 – 5 кГц). У цьому діапазоні спостерігається вплив температури холодного газу. Зростання температури поліпшує вібраційний стан зубців.

Отже, існує можливість регулювання температури охолоджуючого газу поліпшувати вібраційний стан турбогенератора в різних режимах експлуатації, у тому числі в разі пусків у момент проходження критичних частот. Головним чином це стосується генераторів з неповним навантаженням та тих, що вичерпали свій ресурс.

На математичній моделі термомеханічних процесів проведено дослідження розподілу механічних переміщень і напруг по довжині лобової частини стрижня обмотки статора турбогенератора. Доведено, що жорстке закріплення стрижнів обмотки статора ТГ на прямолінійній ділянці після виходу її з пазу дозволяє в 2 рази знизити радіальну складову вібрації лобових частин обмотки і механічну напругу в ізоляції стрижнів.

За результатами досліджень запропоновано нове технічне рішення по подовженню зони закріплення стрижнів обмотки статора кінцевими клинами після виходу їх із осердя за рахунок впровадження вдосконалених натискних пальців. Удосконалені натискні пальці, подовжені по радіусу до внутрішнього діаметра розточки статора, а також в зоні кінцевих пазових клинів, мають вирізи в стінках з боку стрижнів обмотки, співвісні з вирізами в пазах осердя. Кінцеві пазові клини збільшені по довжині і додатково закріплені у вирізах подовжених натискних пальців. Така конструкція дозволяє значно збільшити зону кріплення стрижнів обмотки статора клинами на виході з сердечника в області укорочених пакетів і скоротити довжину консольної ділянки лобової частини, що зменшує амплітуди її коливань.

З метою підвищення надійності і навантажувальної здатності турбогенератора в експлуатації запропоновано і обґрунтовано нове технічне рішення, спрямоване на зменшення максимальних температур та зниження тангенціальної нерівномірності нагріву крайніх пакетів осердя статора

потужного турбогенератора. Для інтенсифікації охолодження сталі пакетів зубців міжфазної зони пропонується збільшити обсяг водню, що спрямовується в цю зону. Для цього вентиляційні вікна в кінцевій зоні внутрішньої рами (газорозподільного циліндра) в місцях стиків фазних зон обмотки мають бути виконані більшою площею, ніж інші вентиляційні вікна кінцевої зони. Співвідношенням робочого перерізу вікон у міжфазній зоні та поза нею має складати від 1,25 до 1,5.

Впровадження такого рішення дозволить збільшити витрату холодагенту в міжфазних зонах, підвищити його швидкість, наслідком чого буде зростання коефіцієнта тепловіддачі з теплообмінних поверхонь.

Досвід експлуатації потужних турбо- та гідрогенераторів свідчить про те, що часто, внаслідок циклічних термомеханічних навантажень, підвищених вібрацій тощо, відбувається мимовільне відкручування гайок стяжних призм, що і є причиною послаблення зусиль

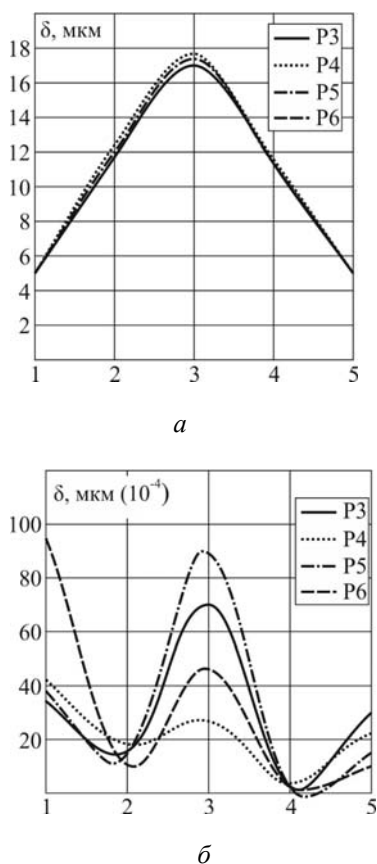


Рис. 12

запресування осердя статора. Запропоновано і обґрунтовано нове технічне рішення, спрямоване на забезпечення можливості контролю відповідності положення гайок стяжних призм його первинному стану в процесі експлуатації машини.

На зовнішній поверхні гайок стяжних призм встановлюються шайби, які зафіксовані в тангенціальному напрямку. Кожна шайба механічно жорстко пов'язана з ізольованим провідником, один кінець якого має електричний контакт з гайкою, а сам ізольований провідник жорстко закріплений на натискній плиті таким чином, що дозволяє відкручувати гайки на заздалегідь встановлений кут. Ізольований провідник має розрив у вигляді електричного роз'єму, розташованого між шайбою і місцем закріплення ізольованого провідника на натискній плиті, а його другий кінець має вихід за межі корпусу машини. У процесі експлуатації генератора поступово відбувається ослаблення пресування осердя і нерівномірне відкручування окремих гайок. Під час відкручування гайок відбувається натягування частини ізольованого провідника між гайкою і місцем його кріплення до натискної плити з наступним роз'єднанням електричного роз'єму. Факт відкручування гайки встановлюється по відсутності «землі» на провіднику, що виходить за межі машини.

З метою інтенсифікації відводу теплових втрат в шліцах, виконаних в зонах концентрації торцевого поля крайніх пакетів осердя статора – зубцях і в області дна паза, запропоновано нове технічне рішення, яке полягає в тому, що вентиляційні отвори в сегментах пакетів осердя зроблено таким чином, що в тілі пакетів утворюються криволінійні вентиляційні канали з плавним поворотом на 180° з одного вентиляційного каналу між пакетами в сусідній вентиляційний канал між пакетами. У залежності від співвідношень радіусу скруглення границі каналу та його діаметру коефіцієнт місцевих втрат тиску може бути зменшений у 5 разів, внаслідок чого збільшується сумарна витрата холодоагенту. Через ступінчастість бічної поверхні каналу (пакет набраний з листів заліза) збільшується турбулізація потоку. Все це разом призводить до збільшення коефіцієнта тепловіддачі в шліцах, зменшення нагрівів найбільш напружених у тепловому відношенні зон.

Результати виконаних досліджень у вигляді математичних моделей електромагнітних, теплових та термомеханічних процесів у активних елементах потужних електричних машин, а також науково-практичних рішень будуть використовуватися на Державному підприємстві «Завод «Електроважмаш» (м. Харків) при проектуванні, виготовленні та модернізації турбо- та гідрогенераторів.

У ході виконання роботи була захищена одна докторська (2014 р.) та дві кандидатські дисертації (2015 і 2018 рр.). Видано 33 публікації, в тому числі одна монографія. Розроблені технічні рішення по конструктивному виконанню елементів і вузлів турбо- і гідрогенераторів захищено чотирма патентами України.

Фінансується за держбюджетною темою «Розвиток наукових засад та розробка засобів підвищення показників безвідмовності потужних турбо- і гідрогенераторів» (шифр «Безвідмовність»), що виконується за Постановою Бюро ВФТПЕ 04.07.2017 р., протокол № 11. Державний реєстраційний номер роботи 0114U000087.

1. Кенсичкий О.Г., Федоренко Г.М. Надійність генеруючого обладнання та перспективи розвитку атомної енергетики в Україні. *Проблеми безпеки атомних електростанцій і Чорнобиля*. 2016. Вип. 26. С. 69 – 74.
2. Кенсичкий О.Г., Хвалин Д.И., Кобзарь К.А. Математическая модель совместного расчета электромагнитного поля и нагретов торцевой зоны мощного турбогенератора. *Энергетика. Известия высших учебных заведений и энергетических объединений СНГ*. 2019. № 62 (1). С. 37 – 46.
DOI: <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2019-62-1-37-46>
3. Кенсичкий О.Г., Хвадін Д.І. Електромагнітне поле у торцевій зоні турбогенератора при зміні реактивного навантаження. *Технічна електродинаміка*. 2018. № 1. С. 62 – 68.
DOI: <https://doi.org/10.15407/techned2018.01.062>
4. Кенсичкий О.Г., Крамарський В.А., Кобзар К.О., Хвалин Д.І. Нагрів кінцевої зони статора турбогенератора при різних варіантах її конструктивного виконання. *Восточноевропейский научный журнал (East European Scientific Journal)*. 2018. 9 (37). Частина 1. С. 46 – 52.
5. Кучинский К.А. Влияние нарушения циркуляции дистиллята на термомеханические напряжения в изоляции

- обмотки статора турбогенератора мощностью 800 МВт. *Технічна електродинаміка*. 2014. № 1. С. 75 – 80.
6. Кучинский К.А. Термонапряженное состояние изоляции обмотки статора турбогенератора при различных вариантах ее крепления в торцевой зоне сердечника. *Праці Інституту електродинаміки НАН України*. 2016. Вип. 43. С. 65 – 70.
 7. Васильковский Ю.М., Мельник А.М. Электромагнітні віброзбуджуючі сили у потужних дво- та чотириполюсних турбогенераторах АЕС України. *Технічна електродинаміка*. 2019. № 3. С. 60 – 66.
DOI: <https://doi.org/10.15407/techned2019.03.060>

УДК 621.313.3

РАЗВИТИЕ НАУЧНЫХ ОСНОВ И РАЗРАБОТКА СРЕДСТВ ПОВЫШЕНИЯ ПОКАЗАТЕЛЕЙ БЕЗОТКАЗНОСТИ МОЩНЫХ ТУРБО- И ГИДРОГЕНЕРАТОРОВ

О.Г.Кенсицкий, докт. техн. наук

Институт электродинамики НАН Украины,
пр. Победы, 56, Киев-57, 03057, Украина

Проведен анализ надежности генерирующего оборудования электростанций Украины. Получены показатели надежности и определены основные, наиболее повреждаемые элементы и узлы гидро- и турбогенераторов, а также возможные режимные и конструктивные факторы возникновения повреждений. Методами системного анализа, математического и физического моделирования, а также натурного эксперимента проведены исследования особенностей электромагнитных, тепловых и термомеханических процессов в оборудовании при возникновении дефектов различной физической природы. Исследования выполнены для широкого диапазона эксплуатационных режимов при разном конструктивном исполнении отдельных элементов и узлов. Доказано, что максимальные нагревы имеют место в крайнем пакете в зоне дна паза в режимах потребления реактивной мощности. В результате экспериментальных исследований определено, что на вибрационное состояние как машины в целом, так и отдельных ее узлов влияют уровень нагрузки и температура водорода на выходе из газоохладителей. При активной нагрузке, меньшей номинальной, особенно в режимах с потреблением реактивной мощности, и пониженной температуре хладагента наблюдаются максимальные вибрации. Проведен сравнительный анализ вибрационных сил в статоре турбогенератора мощностью 1000 МВт в двухполюсном и четырехполюсном исполнении. Определено, что при переходе в режимы с потреблением реактивной мощности в спектре вибрационных возбуждающих сил в статоре двухполюсного турбогенератора наблюдается рост составляющей двойной частоты электромагнитных колебаний (200 Гц). Проведено сравнение эффективности конструктивного исполнения концевой зоны сердечника статора турбогенератора. Доказана целесообразность и эффективность применения внутренних распределенных электромагнитных экранов зубчато-пазовой конструкции. По результатам выполненных исследований разработаны и научно обоснованы технические решения по оптимизации конструкции элементов и узлов турбо- и гидрогенераторов – схемы охлаждения торцевой зоны и системы запрессовки сердечника статора, устройств закрепление лобовых частей, а также вентиляции шлицов в зубах сердечника статора. Библ. 7, рис. 12.

Ключевые слова: турбогенератор, гидрогенератор, надежность, безотказность, наработка на отказ, модели, физические процессы.

DEVELOPMENT OF SCIENTIFIC GROUNTS AND ELABORATION OF MEANS TO INCREASE THE RELIABILITY INDICES OF TURBO- AND HYDROGENERATORS

O.H. Kensitytskyi

Institute of Electrodynamics of the National Academy of Sciences of Ukraine
pr. Peremohy, 56, Kyiv-57, 03057, Ukraine

The analysis of generating equipment reliability of electric power plants of Ukraine is made. Indices of reliability and the main most damaged elements and parts of hydro- and turbogenerators, also possible condition and constructive factors of damages beginnings are determined. With help methods of systems analysis, mathematical and physical simulation, also natural experiment are made researches of electromagnetic, heat and thermomechanical processes features in equipment at beginnings of various physical character defects. Researchers are made for wide diapason of working modes at the different design of separate elements and parts. The maximum heating take place in an end packet under-slot zone under the conditions of reactive power consumption is proved. As a result of experimental investigations is determined, the load level and hydrogen temperature at the end of gas-coolers have an influence on a vibration state both machines in general and its separate parts. Vibration have maximum at the active load less nominal value, especially under the conditions of reactive power consumption, and low temperature of refrigerant. The comparative analysis of vibration force in stator turbogenerator with 1000 MW power in two-polar and four-polar

implementation is made. It is determined while crossing to conditions of reactive power consumption in a spectrum of vibration exciting force in a stator two-polar turbogenerator there is increase of double frequency component of electromagnetic oscillation (200 Hz). Comparison of effectiveness the design of stator core end zone of a turbogenerator is made. The expediency and efficiency of use the electromagnetic internal distributed tooth-slot design shields are proved. The technical solutions of optimization the design of elements and parts turbo- and hydrogenerators – the schemes of end zone cooling and the system of stator core pressing, devices of frontal part fastening, also ventilation of slits in stator core teeth in accordance with results of researches are developed and scientific substantiation. References 7, figures 12.

Keywords: turbogenerator, hydrogenerator, reliability, unfailing, running to failure, models, physical processes.

1. Kesytskyi O.H., Fedorenko G.M. Reliability of the generating equipment and prospect of development of nuclear power in Ukraine. *Problems of nuclear power plants' safety and of Chernobyl. Scientific and technical collection*. 2016. No 26. Pp. 69 – 74. (Ukr)
2. Kesytskyi O.H., Hvalin D.I., Kobzar K.O. The mathematical model of coupling calculation the electromagnetic field and heats of the end zone powerful turbogenerator. *ENERGETIKA. Proceedings of CIS higher education institutions and power engineering associations*. 2019. No 62 (1). Pp. 37 – 46. (Rus)
DOI: <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2019-62-1-37-46>
3. Kesytskyi O.H., Hvalin D.I. The end zone turbo generator electromagnetic field for changes the reactive load. *Tekhnichna elektrodynamika*. 2018. No 1. Pp. 62 – 68. (Ukr) DOI: <https://doi.org/10.15407/technd2018.01.062>
4. Kesytskyi O.H., Kramarskyi V.A., Kobzar K.O., Hvalin D.I. Heating of stator end zone of turbogenerator at different variants it structural implementation. *East European Scientific Journal*. 2018. 9 (37), part 1. Pp. 46 – 52. (Ukr)
5. Kuchynskyi K.A. Effect on circulation disorders distillate on thermomechanical stresses in isolation of the stator winding of the turbogenerator by power 800 MW. *Tekhnichna elektrodynamika*. 2014. No 1. Pp. 75 – 80. (Rus)
6. Kuchynskyi K.A. The thermostressed state of isolation of the winding of the stator of the turbogenerator at various alternatives of its fastening in the end face of the core. *Pratsi Instytutu Elektrodynamiky Natsionalnoi Akademii Nauk Ukrainy*. 2016. No 43. Pp. 65 – 70. (Rus)
7. Vaskovskyi Yu.M., Melnyk A.M. Electromagnetic vibration disturbing forces of powerful two- and four-pole turbogenerators of nuclear power plants of Ukraine. *Tekhnichna elektrodynamika*. 2019. No 3. Pp. 60 – 66. (Ukr)
DOI: <https://doi.org/10.15407/technd2019.03.060>

Надійшла 17.05.2019
Received 17.05.2019

ПЕРІОДИЧНІ ТА ХАОТИЧНІ РЕЖИМИ РОБОТИ ЛІНІЙНОГО МАГНІТОЕЛЕКТРИЧНОГО ДВИГУНА З ВІБРОУДАРНИМ ТИПОМ НАВАНТАЖЕННЯ

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 лінійний магнітоелектричний двигун вібраційної дії циліндричної топології в ролі приводу двомасової віброударної системи. Для моделювання сили удару приймається сила контактної взаємодії, що описується формулою Герца. Виконано розрахунок характеристик електромеханічної системи в залежності від режиму віброударного навантаження. Показано, що конструктивні параметри двигуна суттєво впливають на динамічну поведінку системи. Проаналізовано вплив інтенсивності поля збудження на режим роботи двигуна. На основі нелінійних рівнянь динаміки системи, а також шляхом застосування методу точкових відображень й діаграми біфуркації показано вплив інтенсивності поля постійних магнітів на стабільність роботи машини. Бібл. 17, рис. 9, табл. 1.

Ключові слова: віброударне навантаження, двомасова віброударна система, лінійний магнітоелектричний двигун, 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, можливість регулювання експлуатаційних характеристик у автоматичному режимі.

Конструкція площадки для формування бетонних виробів з приводом від ЛМД вібраційної дії наведена на рис. 1. Лінійний двигун 1 жорстко кріпиться до платформи 2, що ізолюється від фундаменту 3 через опорні амортизатори 4.

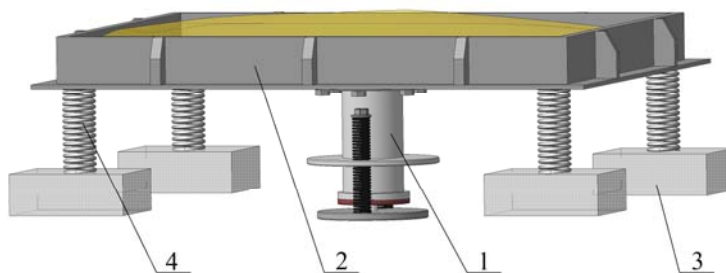


Рис. 1

Використання вібраційних та віброударних пристроїв з приводом від лінійних двигунів має свої особливості, які визначаються характером робочого процесу. Для того, щоб вібратор виконував певну технологічну операцію (ущільнення, перемішування тощо),

необхідно забезпечити відповідність електромеханічних характеристик ЛМД вимогам робочого процесу.

Механічна схема віброударної площадки (рис. 1) найчастіше розглядається як двомасова, з двома ступенями вільності. Динамічна поведінка таких систем за синусоїдного збудження відносно добре відома. Для моделювання сили удару зазвичай застосовується модель Ньютона [1, 2, 3] або Герца [4].

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, можуть виникати небажані або неефективні режими роботи. Тому актуальним є питання дослідження динамічної поведінки приводу залежно від параметрів ЛМД вібраційної дії з метою забезпечення 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.

Динаміка віброударної системи з лінійним електроприводом.

Електрична схема заміщення. У ролі збудника періодичної електромагнітної сили F_{ev} розглядається циліндричний лінійний магнітоелектричний двигун вібраційної дії з гладкою (беззубцевою) структурою статора.

Схему заміщення двигуна показано на рис. 2, де R_{sv} , L_v – відповідно активний опір та індуктивність обмотки статора, e – ЕРС руху якоря, R_{mag} – активний опір, що відповідає магнітним втратам в осерді.

У наведеній схемі заміщення опір обмотки статора R_{sv} приймається сталим. Індуктивність обмотки L_v є функцією переміщення якоря відносно статора. Враховується її зміна залежно від робочої частоти ЛМД. Опір R_{mag} є залежним від

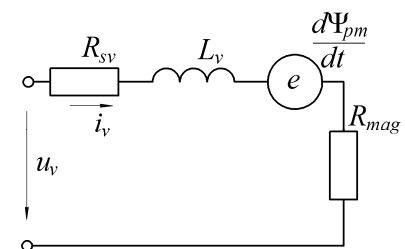


Рис. 2

робочої частоти. ЕРС руху якоря дорівнює $e = -\frac{d\Psi_{pm}}{dt}$, де Ψ_{pm} – потокозчеплення обмотки статора, зумовлене полем постійних магнітів, яке є функцією положення якоря.

Враховуючи зазначене, та відповідно до схеми заміщення диференціальне рівняння рівноваги напруг обмотки статора машини можна записати у вигляді:

$$u_v = i_v(R_{sv} + R_{mag}) + L_v \frac{di_v}{dt} + \frac{dL_v}{dx} \frac{dx}{dt} i_v + \frac{d\Psi_{pm}}{dx} \frac{dx}{dt} i_v, \quad (1)$$

де u_v , i_v – відповідно напруга та струм обмотки двигуна; x – переміщення якоря відносно статора.

У випадку беззубцевої конструкції статора ЛМД (коли відсутні зубцеві гармоніки та міжзубцеві сили зчеплення) електромагнітну силу можна виразити через похідну від магнітної енергії

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

Механічна схема заміщення. Для ударно-вібраційних площадок, що застосовуються в будівельному виробництві під час ущільнення бетону або формування бетонних виробів, типовою є двомасова механічна схема, яку показано на рис. 3. Тут ЛМД вібраційної дії 1 через ударник 2 періодично здійснює удари по демпферу 3. Між ударником та демпфером має місце попередній зазор Δ . Система здійснює переміщення під дією періодичної електромагнітної сили F_{ev} , що визначається рівнянням (2). Верхня маса m_p моделює раму з

платформою 4, до якої кріпиться двигун вібраційної дії 1. Платформа ізолюється від фундаменту опорними амортизаторами з коефіцієнтом жорсткості k_p .

Вихідними є 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.

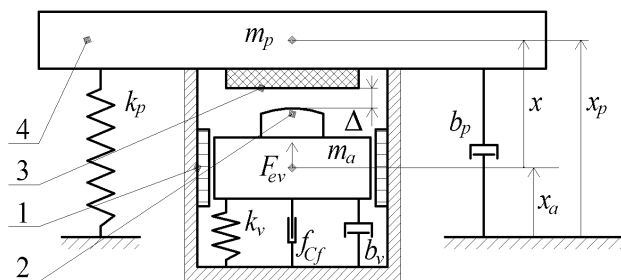


Рис. 3

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

$$\left. \begin{aligned} m_a \frac{d^2 x_a}{dt^2} &= F_{ev} - k_v x - b_v \frac{dx}{dt} - F_{im} - F_{Cf} \operatorname{sign} \frac{dx}{dt}; \\ m_p \frac{d^2 x_p}{dt^2} &= -F_{ev} + k_v x + b_v \frac{dx}{dt} + F_{im} + F_{Cf} \operatorname{sign} \frac{dx}{dt} - k_p x_p - b_p \frac{dx_p}{dt}, \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

де m_a – маса якоря двигуна; x – переміщення якоря двигуна відносно статора; 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 ($x_a = x + x_p$); m_p – сумарна маса платформи та приєднана маса навантаження; x_p – переміщення платформи; k_p – коефіцієнт жорсткості амортизаторів платформи; b_p – сумарний коефіцієнт в'язкого тертя, що враховує втрати в амортизаторах платформи та в навантаженні.

Для моделювання сили удару приймається сила контактної взаємодії, що описується формулою Герца [4]

$$F_{im} = K_{im} \alpha^{3/2}, \quad (4)$$

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

Для випадку, коли ударник має форму сфери з радіусом R_1 , а обмежник являє собою плоску поверхню, $A = B = \frac{1}{2} R_1$, $q = 0,318$ [5].

Сила удару F_{im} дорівнює виразу (4), коли $x > \Delta$ і рівна нулю, якщо $x \leq \Delta$.

В табл. 1 наведено вихідні значення параметрів для подальшого розрахунку за допомогою зображених вище схем заміщення.

Періодичні режими роботи ЛМД з віброударним типом навантаження. Суттєве

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

Електрична схема заміщення	Коефіцієнт електромагнітної сили $d\Psi_{pm}/dx$, Н/А	12,5
	Активний опір обмотки статора R_{sv} , Ом	2,67
Механічні параметри віброударної системи	Маса якоря двигуна m_a , кг	5,8
	Коефіцієнт в'язкого тертя b_v , кг/с	32
	Сила сухого тертя F_{cf} , Н	2,5
	Коефіцієнт жорсткості пружної підвіски двигуна k_v , Н/м	153291
	Маса платформи m_p , кг	31,2
	Коефіцієнт в'язкого тертя b_p , кг/с	35
	Коефіцієнт жорсткості амортизаторів платформи k_p , Н/м	306582
Коефіцієнти моделі удару	Радіус сфери ударника R_1 , м	0,2
	Коефіцієнт q	0,318
	Коефіцієнт Пуассона сталі (Ст3) μ_1	0,3
	Модуль Юнга сталі (Ст3) E_1 , Па	200e9
	Коефіцієнт Пуассона текстоліту μ_2	0,1
	Модуль Юнга текстоліту E_2 , Па	1,68e8

Для неавтономної системи, представленої рівняннями (1-4), побудову точкових відображень зазвичай виконують з періодом збудження, який у даному випадку рівний періоду напруги живлення ЛМД. Січна площина визначається як [6]

$$\Sigma := \{(x_k, \theta) \in \mathbb{R}^5 \times S^1 : \theta = \theta_0\}, \quad (5)$$

де $x_k = \left[u_v, i_v, \frac{di_v}{dt}, x_a, \frac{dx_a}{dt} \right]$ – вектор рішень; $S^1 = [0, 2\pi)$; θ – кутова координата, що має зміст фазового кута збудження.

Траєкторія 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 із застосуванням біфуркаційних діаграм. Вони відображають якісні зміни динамічного режиму системи під час зміни її параметрів. Лінії на біфуркаційній діаграмі представляють періодичні рішення, які змінюються внаслідок варіації контрольованого параметра.

Діаграму біфуркацій струму ЛМД залежно від частоти напруги живлення ω показано на рис. 4. Значення струму фіксується в моменти часу $t = 2\pi m/\omega + \pi/2\omega$ (m – ціле число), що відповідають кутовій координаті напруги живлення, рівній $\theta = 2\pi m + \pi/2$. Значення параметрів електричної та механічної схем заміщення відповідають наведеному в табл. 1. Напруга живлення є синусоїдною $u_v = U_{vm} \sin \omega t$, попередній зазор між ударником та демпфером становить $\Delta = 0,0045$ м.

Для кожного значення частоти стан системи розраховується згідно з рівняннями (1-4) з нульовими початковими умовами до досягнення усталеного режиму протікання електромеханічних процесів. Потім усталені значення фіксуються та використовуються для побудови діаграми.

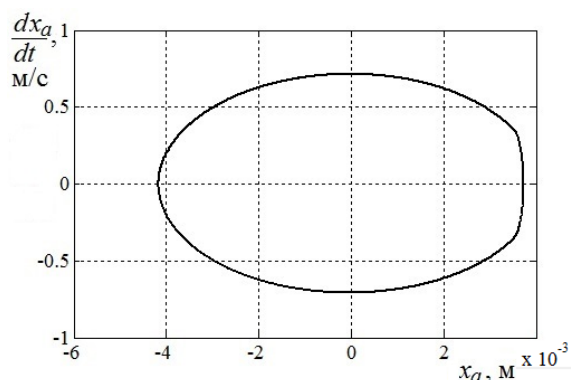
На зображеній діаграмі можна виділити кілька ділянок, що відповідають різним робочим режимам ЛМД. Ділянки, що прилягають до точок $a1$ та $a2$ зліва та справа,

відповідають суто вібраційному режиму роботи приводу. На проміжку між точками $a1$ та $a2$ режим є віброударним, причому характер ударного режиму змінюється з режиму одного удару на два періоди напруги живлення на початку ділянки до одного удару за період в її кінці.

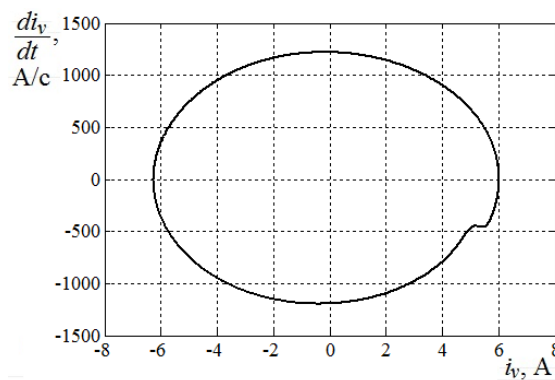
Динамічна поведінка двомасової системи з приводом від ЛМД у вібраційному режимі роботи розглядалась зокрема в [7]. У даному дослідженні обмежимося аналізом динамічних властивостей системи під час роботи з віброударним навантаженням. Для цього на діаграмі, показаній на рис. 4, виділимо дві частоти: $\omega_1 = 182,2 \text{ c}^{-1}$ та $\omega_2 = 194,15 \text{ c}^{-1}$, що відповідають різним віброударним режимам.

Періодичний віброударний рух може бути охарактеризований коефіцієнтом $q_{im} = p_{im}/n_c$, де p_{im} – кількість ударів, n_c – кількість циклів збудження. Тоді для частоти ω_1 відповідний коефіцієнт становить $q_{im} = 1/2$, а для частоти ω_2 – $q_{im} = 1/1$. Розглянемо характеристики ЛМД для обох зазначених режимів.

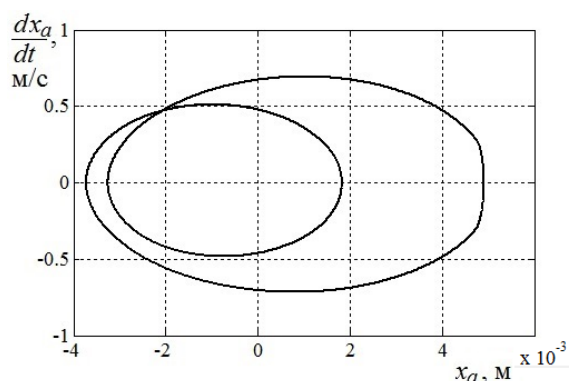
На рис. 5 показано фазові портрети переміщення якоря (рис. 5, а) та струму ЛМД (рис. 5, б) для віброударного режиму $q_{im} = 1/1$. Аналогічні залежності у фазовому просторі для режиму $q_{im} = 1/2$ показано відповідно на рис. 5, в, г.



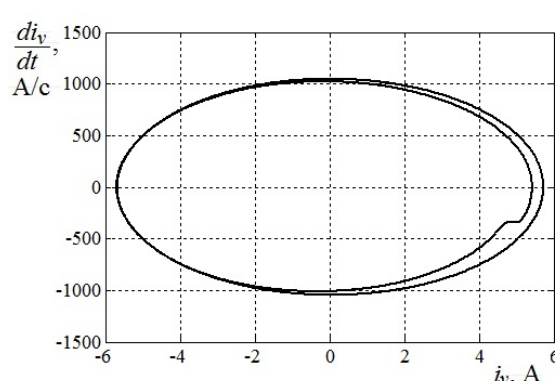
а



б



в



г

Рис. 5

З наведених рисунків видно, що характер струму для обох віброударних режимів відрізняється від синусоїдного. Для режиму роботи $q_{im} = 1/2$ характерним є також залежність динамічної поведінки від наявності чи відсутності удару протягом відповідного циклу коливаль. Очевидно, що зміна ударного навантаження суттєво впливатиме на електричні характеристики ЛМД.

На рис. 6 показано залежність характеристик двигуна від значення ударного прискорення якоря A_{am} та сили удару F_{imm} (максимальні значення) для обох зазначених вище режимів. Зміна прискорення (та сили удару) реалізується через зміну амплітуди напруги живлення ЛМД.

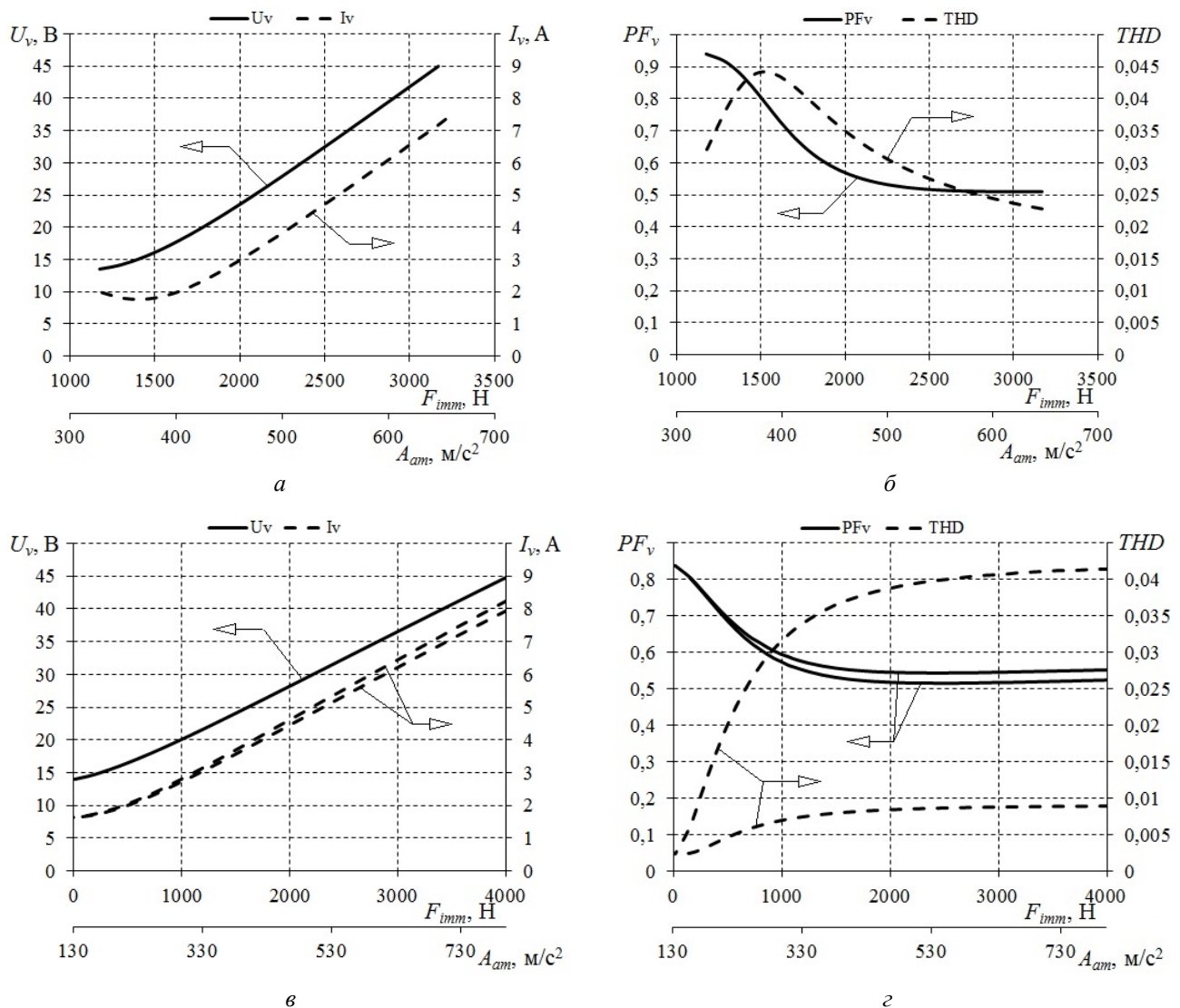


Рис. 6

Залежності діючих значень напруги U_v та струму I_v , а також коефіцієнта потужності PF_v і коефіцієнта гармонік струму THD для режиму $q_{im} = 1/1$ показано на рис. 6, а, б.

Останній розраховувався на підставі виразу

$$THD = \frac{I_H}{I_F},$$

де $I_H = \sqrt{I_2^2 + I_3^2 + \dots + I_n^2}$ – діюче значення струмів гармонічних складових; $I_2, I_3, \dots, I_n$ – діючі значення струмів другої, третьої, ... n гармонік; I_F – діюче значення струму фундаментальної гармоніки.

Обчислення коефіцієнта потужності здійснювалось відповідно до рівняння

$$PF_v = \frac{P_v}{U_v I_v} = \frac{\frac{1}{T} \int_{t-T}^t u_v i_v dt}{U_v I_v}.$$

Аналогічні залежності для режиму $q_{im} = 1/2$ показано на рис. 6, в, з.

З наведених даних видно, що характеристики ЛМД за невеликих ударних навантажень є суттєво нелінійними. У процесі зростання ударного навантаження характеристики наближаються до лінійних.

Для віброударного режиму $q_{im} = 1/2$ (рис. 6, в, г) відповідні характеристики набувають двох значень, одне з яких відноситься до безударного періоду, інше – до ударного. Слід також відмітити, що для обох режимів зростання ударного навантаження призводить до погіршення енергетичних показників привода (коефіцієнтів потужності та гармонік).

Хаотичні режими роботи ЛМД. Характеристики, наведені вище, відповідають стійким періодичним режимам роботи привода й отримані для значень параметрів електромеханічної систем (табл. 1). Зміна того чи іншого параметра може суттєво вплинути на динамічну поведінку системи, спричинити виникнення квазіперіодичних або нерегулярних режимів роботи.

У нелінійних системах з числом динамічних змінних більше трьох у деяких випадках може зустрічатись нерегулярна, схожа на випадковий процес, поведінка динамічних змінних у часі, зумовлена власною динамікою системи, а не якимось зовнішнім впливом на неї [17]. Такий режим називається стохастичним, або режимом динамічного хаосу. В дисипативних системах хаос асоціюється з наявністю у фазовому просторі дивних атракторів – складно влаштованих фрактальних множин, які «притягують» до себе всі траєкторії з деякої прилеглої області – басейну атрактора.

Оскільки загальний аналіз динамічної поведінки системи під час зміни її параметрів потребує проведення значних чисельних досліджень, у даному викладі обмежимося виключно параметрами, пов'язаними з конструктивними особливостями ЛМД.

Маса якоря двигуна – важливий параметр, який визначає резонансні властивості системи. Вибір необхідного значення маси якоря є важливою умовою ефективної роботи привода. Водночас слід урахувати те, що значення цього параметра впливає на режим роботи, а його зміна може призвести до виникнення неперіодичних режимів, відмінних від розглянутих вище.

На рис. 7, а, б показано фазові портрети в стробоскопічному перетині відповідно до переміщення якоря та струму ЛМД для випадку, коли маса якоря становить $m_a = 9,8 \text{ кг}$, тобто збільшена на 4 кг. Діюче значення синусоїдної напруги становить 19,9 В з частотою $\omega = 153,9 \text{ с}^{-1}$. Значення струму та переміщення фіксуються в моменти часу, що відповідають кутовій координаті напруги живлення, рівній $\theta = 2\pi m + \pi/2$.

Зміна відповідних величин у часі відображена на рис. 7, в, де також показано миттєві переміщення платформи x_p та прискорення якоря a_a .

З наведеного рисунку видно, що поведінка динамічних змінних є неперіодичною, що зумовлює порушення технологічного режиму, оскільки прискорення якоря та платформи не мають усталених значень.

Значний вплив на динамічну поведінку системи має також попередній зазор Δ між ударником та демпфером. З одного боку, існує оптимальне значення зазору, яке відповідає максимальним силі удару та прискоренню, з іншого – варіація цього параметра може призвести до суттєвої зміни режиму роботи привода.

На рис. 8, а, б показано фазові портрети в стробоскопічному перетині переміщення якоря та струму ЛМД для тих самих параметрів, що і на рис. 7, проте зі значенням зазору $\Delta = 0,0027 \text{ м}$. Зміну відповідних величин у часі ілюструє рис. 8, в. Фазові траєкторії переміщення якоря та струму ЛМД показано на рис. 8, г, д відповідно.

З наведеного рисунку видно, що за таких значень параметрів система демонструє хаотичну поведінку, й такий режим роботи в приводах віброплощадок для формування бетонних виробів є неприйнятним.

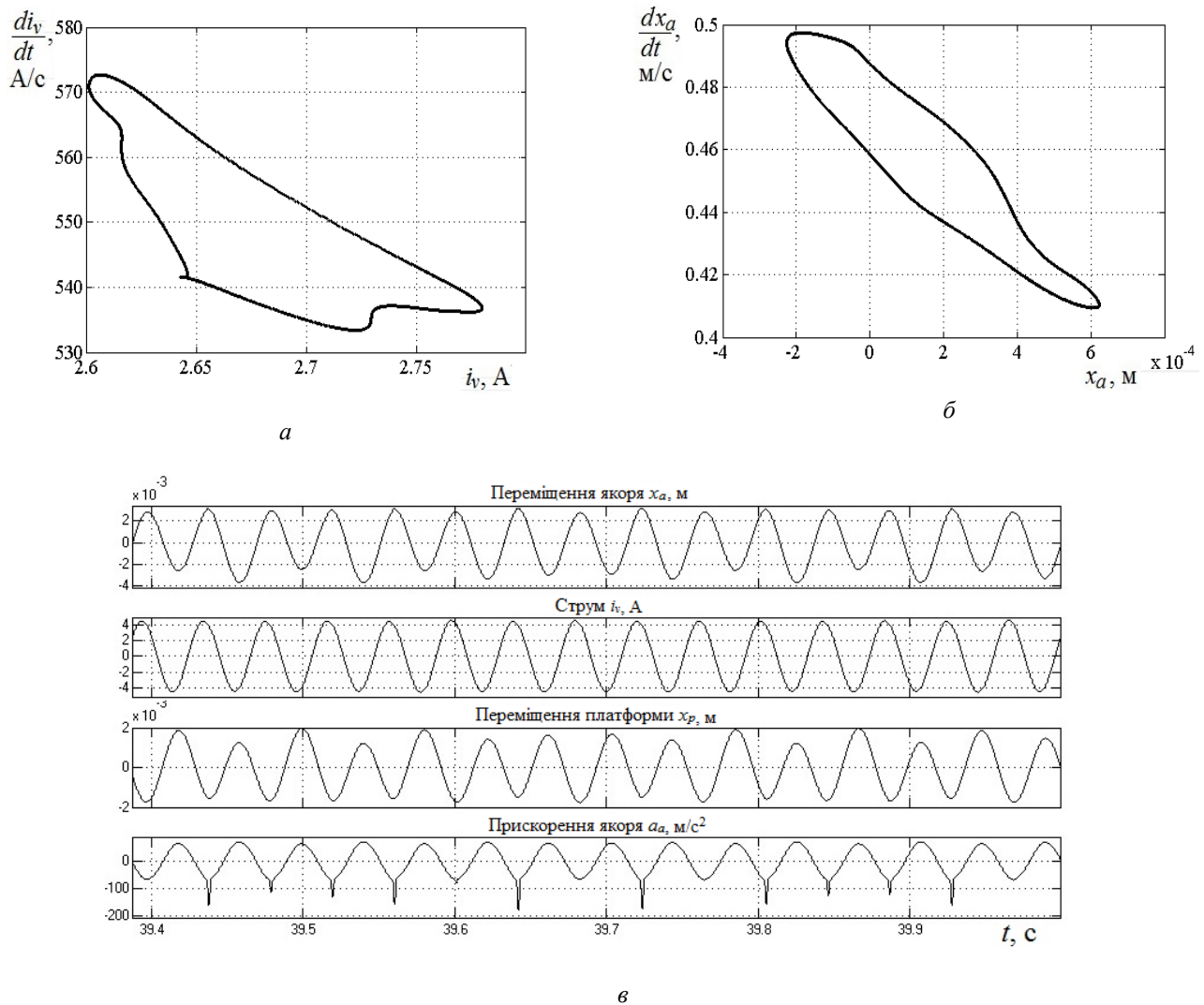


Рис. 7

Досягнення стійких періодичних режимів роботи привода може забезпечуватись не тільки зміною параметрів віброударної системи. Інший спосіб підвищення стійкості полягає в застосуванні спеціальних алгоритмів керування [8, 9, 10]. У цьому випадку є можливість більш оптимального налаштування параметрів системи згідно з вимогами технологічного процесу.

Теоретичні аспекти стійкості двомасових віброударних систем досить ґрунтовно розглядались, зокрема в [1, 11, 12]. Загальний аналіз динамічної поведінки системи може бути виконаний на підставі біфуркаційних діаграм або шляхом обчислення експонент Ляпунова. Від'ємні значення експонент відповідають стійким режимам, додатні – нестійким, з непередбачуваною поведінкою, суттєво чутливою до початкових умов. Хаотична динаміка на біфуркаційних діаграмах відображається сукупністю неперіодичних послідовностей точок, що формують широкий, нечіткий малюнок.

Дослідження, проведені останнім часом, свідчать про наявність хаотичних режимів у приводах електричних машин постійного струму [13], асинхронних машин [14], синхронних машин [15, 16].

В синхронних машинах з постійними магнітами значний вплив на динамічну поведінку системи мають конструктивні особливості, пов'язані з конфігурацією та інтенсивністю поля збудження [16, 17]. Так, в рівнянні (1) балансу напруг ЛМД зв'язок електричних величин з механічними виражається через коефіцієнт ЕРС

$K_{Ev} = d\Psi_{pm}/dx = \Psi_m\pi/\tau$, де Ψ_m – амплітуда потокозчеплення; τ – полюсна поділка.

Аналогічний коефіцієнт (коефіцієнт електромагнітної сили) входить до складу системи рівнянь (3). Очевидно, що зміна параметрів електричної схеми заміщення (параметрів, що визначаються конструкцією ЛМД) буде суттєво впливати на динаміку системи. Звідси випливає, що під час проектування віброударних систем з приводом від ЛМД вібраційної дії необхідний режим роботи має узгоджуватись з конструктивними параметрами двигуна.

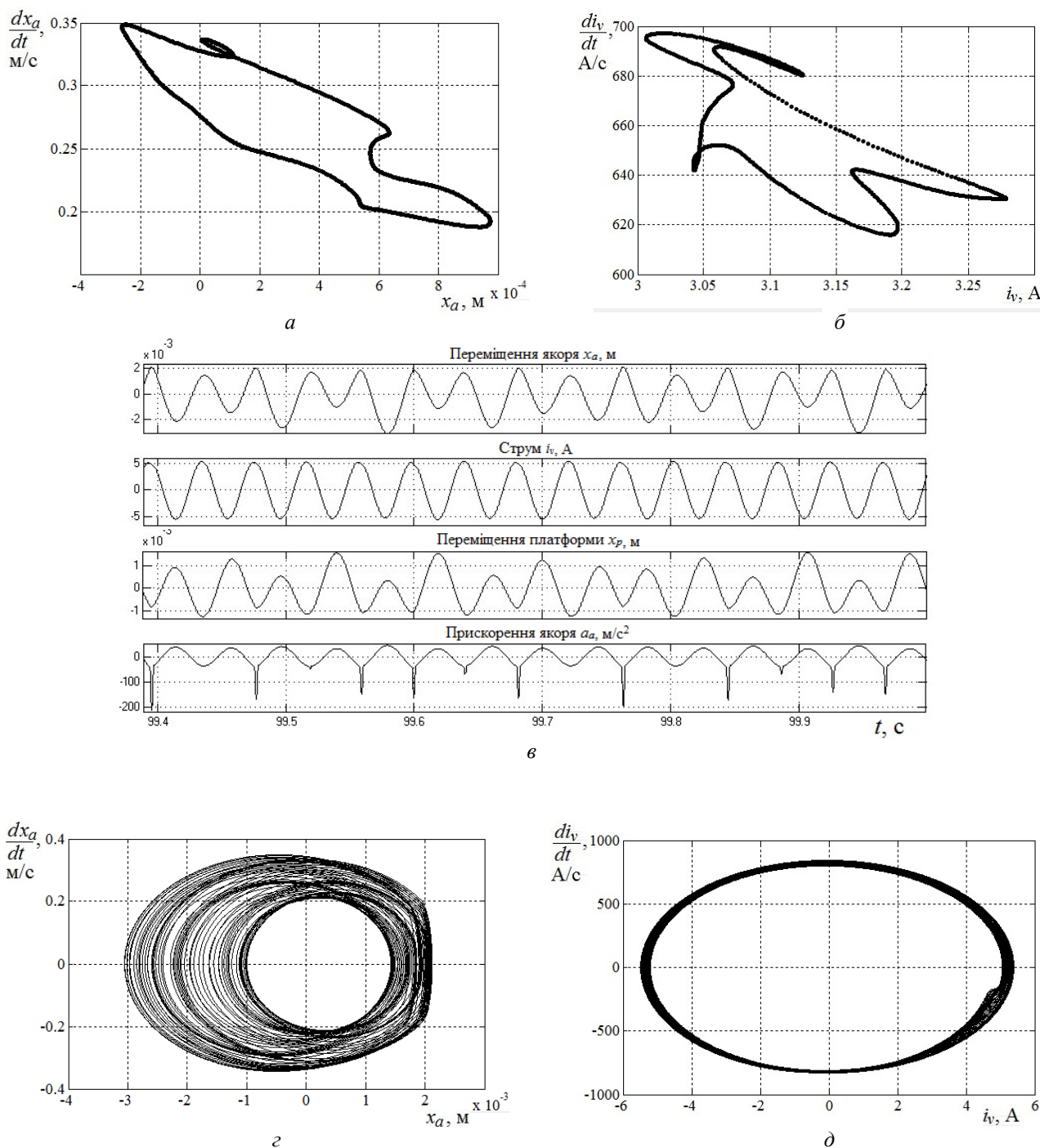


Рис. 8

На рис. 9, а показано діаграму біфуркацій струму ЛМД залежно від зміни амплітудного значення потокозчеплення обмотки, зумовленого полем постійних магнітів.

Діаграма відноситься до випадку $\omega = 153,9 \text{ c}^{-1}$; $U_v = 19,9 \text{ В}$; $\Delta = 0,0045 \text{ м}$; $m_a = 9,8 \text{ кг}$ і отримана шляхом повільної зміни амплітуди потокозчеплення Ψ_m ($3,143 \text{ e} - 4 \text{ Вб/с}$).

Ділянка $b1b2$ на діаграмі відповідає суто вібраційному режиму роботи, і, як видно з рис. 9, б, струм на цій ділянці має найменші значення коефіцієнта гармонік THD . У віброударному режимі значення коефіцієнта гармонік погіршується.

На ділянці $b2b3$ режим є періодичним, віброударним, з коефіцієнтом $q_{im} = 1/1$. Подальше зростання амплітуди потокозчеплення зумовлює виникнення неперіодичних режимів роботи, і коефіцієнт гармонік струму на цій ділянці стає невизначеним (рис. 9, б).

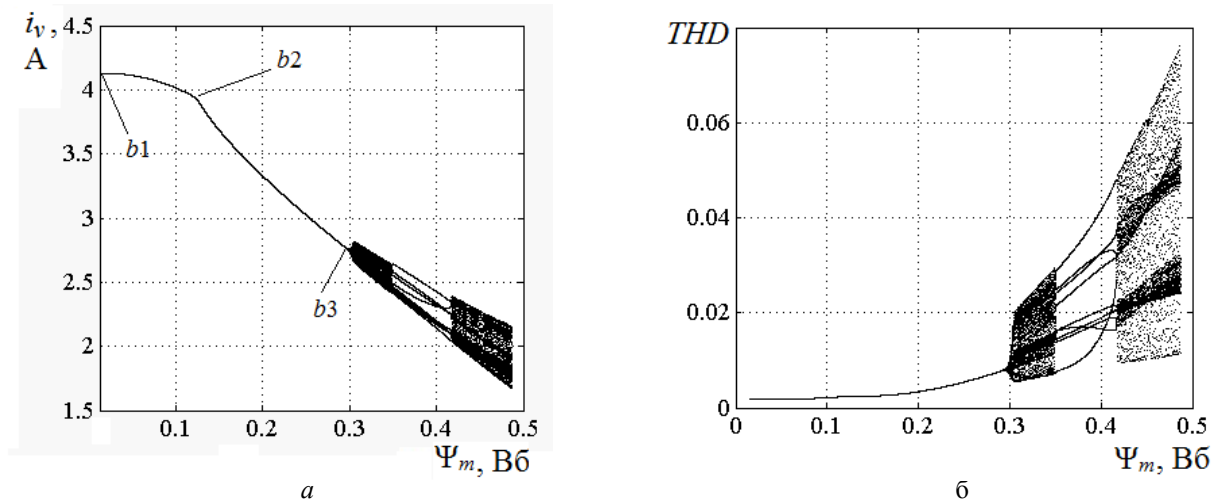


Рис. 9

З рис. 9, а видно, що криза відбувається в точці $b3$, коли потокозчеплення обмотки досягає значення $\approx 0,3$ Вб. Амплітуда потокозчеплення, яка відповідає наведеним в табл. параметрам ЛМД, становить $\Psi_m = 0,314$ Вб. Цим пояснюється неперіодична поведінка системи у випадку, показаному на рис. 7. Очевидно, що для таких механічних параметрів віброударної системи стійкість може бути підвищено шляхом зменшення амплітуди потокозчеплення так, щоб вона знаходилась у межах ділянки $b2b3$.

Висновки. Проведене дослідження динамічних властивостей двомасової віброударної електромеханічної системи з приводом від лінійного магнітоелектричного двигуна свідчить про суттєвий вплив конструктивних параметрів двигуна на динамічну поведінку системи.

Залежно від режиму ударного навантаження наявність чи відсутність удару протягом циклу коливань зумовлює відповідну варіацію електромеханічних характеристик системи. Для розглянутих віброударних режимів характер струму відрізняється від синусоїдного, а для режиму роботи $q_{im} = 1/2$ відповідні характеристики набувають двох значень, одне з яких відноситься до безударного циклу, інше – до ударного. Також слід відмітити, що зростання ударного навантаження призводить до погіршення енергетичних показників привода (коефіцієнтів потужності та гармонік).

Зміна параметрів електричної схеми заміщення (параметрів, що визначаються конструкцією ЛМД) суттєво впливає на динаміку системи. Звідси випливає те, що під час проектування віброударних систем з приводом від ЛМД вібраційної дії необхідний режим роботи має узгоджуватись з конструктивними параметрами двигуна.

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. Aidanpää J. O., & Gupta R. B. Periodic and Chaotic Behaviour of a Threshold-Limited Two-Degree-of-Freedom System. *Journal of Sound and Vibration*. 1993. No 165 (2). Pp. 305 – 327.
DOI: <http://dx.doi.org/10.1006/jsvi.1993.1259>.
2. Guanwei Luo & Zhang Yanlong & Jianhua Xie & Jiangang Zhang. Vibro-impact dynamics near a strong resonance point. *Acta Mechanica Sinica/Lixue Xuebao*. 2007. No 23. Pp. 329 – 341.
DOI: <http://dx.doi.org/10.1007/s10409-007-0072-7>.

3. Nguyen D. T., Noah S. T., & Kettleborough C. F. Impact behaviour of an oscillator with limiting stops, part I: A parametric study. *Journal of Sound and Vibration*. 1986. No 109 (2). Pp. 293 – 307.
DOI: [http://dx.doi.org/10.1016/s0022-460x\(86\)80010-4](http://dx.doi.org/10.1016/s0022-460x(86)80010-4).
4. 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.
5. Гольдсмит В. Удар. Теория и физические свойства соударяемых тел. Пер. с англ. Москва: Стройиздат, 1965. 448 с.
6. Parker T. S., Chua L. O. Practical Numerical Algorithms for Chaotic Systems. Berlin etc., Springer-Verlag, 1989. 348 p.
7. Бондар Р. П. Динаміка двомасової вібраційної системи з приводом від магнітоелектричного лінійного двигуна. *Вісник Кременчуцького національного університету імені Михайла Остроградського*. 2014. № 4 (87). С. 9 – 14.
8. Haiyan Hu. Controlling chaos of a dynamical system with discontinuous vector field. *Physica D-nonlinear Phenomena - PHYSICA D*. 1997. No 106 (1-2). Pp. 1 – 8. DOI: [http://dx.doi.org/10.1016/S0167-2789\(97\)00023-7](http://dx.doi.org/10.1016/S0167-2789(97)00023-7).
9. Haiyan Hu. Controlling chaos of a periodically forced nonsmooth mechanical system. *Acta Mechanica Sinica*. 1995. No 11 (3). Pp. 251 – 258. DOI: <http://dx.doi.org/10.1007/BF02487728>.
10. Ditto W.L., Rauseo S.N., & Spano M.L. Experimental control of chaos. *Physical Review Letters*. 1990. No 65 (26). Pp. 3211 – 3214. DOI: <http://dx.doi.org/10.1103/PhysRevLett.65.3211>.
11. Dongping J., & Haiyan H. Periodic vibro-impacts and their stability of a dual component system. *Acta Mechanica Sinica*. 1997. No 13 (4). Pp. 366 – 376. DOI: <http://dx.doi.org/10.1007/bf02487196>.
12. Kleczka M., Kreuzer E., & Schiehlen W. Local and Global Stability of a Piecewise Linear Oscillator. *Philosophical Transactions: Physical Sciences and Engineering*. No. 338 (165), *Nonlinear Dynamics of Engineering Systems*. 1992. Pp. 533 – 546. DOI: <http://dx.doi.org/10.1098/rsta.1992.0019>.
13. Chen J. H., Chau K. T., & Chan C. C. Analysis of chaos in current-mode-controlled DC drive systems. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*. 2000. No 47 (1). Pp. 67 – 76. DOI: <http://dx.doi.org/10.1109/41.824127>.
14. Bazanella A. S., & Reginatto R. Robustness margins for indirect field-oriented control of induction motors. *IEEE Transactions on Automatic Control*. 2000. No 45 (6). Pp. 1226 – 1231.
DOI: <http://dx.doi.org/10.1109/9.863613>.
15. Chen J. H., Chau K. T., Chan C. C., & Jiang Quan. Subharmonics and chaos in switched reluctance motor drives. *IEEE Transactions on Energy Conversion*. 2002. No 17 (1). Pp. 73 – 78.
DOI: <http://dx.doi.org/10.1109/60.986440>.
16. Gao Y., & Chau K. T. Design of permanent magnets to avoid chaos in PM synchronous machines. *IEEE Transactions on Magnetics*. 2003. No 39(5). Pp. 2995 – 2997.
DOI: <http://dx.doi.org/10.1109/TMAG.2003.816718>.
17. Gao Y., & Chau K. T. Design of permanent magnets to avoid chaos in doubly salient PM machines. *IEEE Transactions on Magnetics*. 2004. No 40 (4). Pp. 3048 – 3050.
DOI: <http://dx.doi.org/10.1109/TMAG.2004.830196>.

УДК 621.313.323

ПЕРИОДИЧЕСКИЕ И ХАОТИЧЕСКИЕ РЕЖИМЫ РАБОТЫ ЛИНЕЙНОГО МАГНИТОЭЛЕКТРИЧЕСКОГО ДВИГАТЕЛЯ С ВИБРОУДАРНЫМ ТИПОМ НАГРУЗКИ

Р.П. Бондар¹, канд. техн. наук, А.Д. Подольцев², докт. техн. наук

¹ – Киевский национальный университет строительства и архитектуры, пр. Воздухофлотский, 31, Киев, 03037, Украина, e-mail: rpbondar@gmail.com

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

Рассматривается линейный магнитоэлектрический двигатель вибрационного действия цилиндрической топологии как привод двухмассовой вибрационной системы. В качестве расчетных моделей используются соответствующие схемы замещения (электрическая и механическая) с сосредоточенными параметрами. Электрические параметры модели зависят от рабочей частоты. Также учитываются магнитные потери в сердечнике двигателя. Для моделирования силы удара принимается сила контактного взаимодействия, которая описывается формулой Герца. Выполнен расчет характеристик двухмассовой электромеханической системы в зависимости от режима виброударной нагрузки. Анализ периодических и хаотических режимов работы виброударной системы произведен с помощью дискретизации уравнений, представленных во временной области, согласно методу отображений Пуанкаре. Полученная диаграмма бифуркаций тока двигателя при изменении частоты возбуждения свидетельствует о наличии двух виброударных режимов для представленных параметров схем замещения. Показано, что конструктивные параметры двигателя имеют существенное влияние на динамическое поведение системы. Изменение массы якоря двигателя, а также значения предварительного зазора между ударником и демпфером может вызвать нарушение стабильности рабочего режима и появление неперiodических процессов со сложной динамикой. Проведен анализ влияния интенсивности поля возбуждения на режим работы двигателя. На основании нелинейных уравнений динамики системы, а также с помощью метода точечных отображений и диаграммы бифуркации показано влияние интенсивности поля постоянных магнитов на стабильность работы машины. Библ. 17, рис. 9, табл. 1.

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

PERIODIC AND CHAOTIC OPERATING MODES OF THE LINEAR PERMANENT MAGNET MOTOR WITH THE VIBRO-IMPACT LOAD

R.P. Bondar¹, A.D. Podoltsev²

¹ – Kyiv National University of Construction and Architecture,
pr. Povitroflotsky, 31, Kyiv, 03037, Ukraine, e-mail: rbondar@gmail.com

² – Institute of Electrodynamics of National Academy of Sciences of Ukraine,
pr. Peremohy, 56, Kyiv, 03057, Ukraine.

The paper presents the two-mass vibration system with tubular linear permanent magnet vibratory motor. The model of the system is grounded on an equivalent circuit with the 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. Furthermore, we calculated characteristics of the two-mass electromechanical system in dependence of the impact parameters and operating frequency. Based on the derived system dynamical equations, and the corresponding Poincare map, the analysis of periodic and chaotic operating modes of the two-mass vibro-impact system is made. The received bifurcations diagram of motor current, at change of driving frequency, shows the existence of two vibro-impact modes for the given parameters of equivalent circuit. Constructional parameters of the motor have essential influence on dynamic behavior of the system. Changes of motor's anchor mass, and also a value of a preliminary gap between the hammer and damper can cause instability of the operating mode and non-periodic processes with complicated dynamics. We did the analysis of influence of the field excitation intensity on the motor's operation mode. 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 permanent magnets field intensity on the machine operation stability. References 17, figures 9, table 1.

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

1. Aidanpää J. O., & Gupta R. B. Periodic and Chaotic Behaviour of a Threshold-Limited Two-Degree-of-Freedom System. *Journal of Sound and Vibration*. 1993. No 165 (2). Pp. 305 – 327. DOI: <http://dx.doi.org/10.1006/jsvi.1993.1259>.
2. Guanwei Luo & Zhang Yanlong & Jianhua Xie & Jiangang Zhang. Vibro-impact dynamics near a strong resonance point. *Acta Mechanica Sinica/Lixue Xuebao*. 2007. No 23. Pp. 329 – 341. DOI: <http://dx.doi.org/10.1007/s10409-007-0072-7>.
3. Nguyen D. T., Noah S. T., & Kettleborough C. F. Impact behaviour of an oscillator with limiting stops, part I: A parametric study. *Journal of Sound and Vibration*. 1986. No 109 (2). Pp. 293 – 307. DOI: [http://dx.doi.org/10.1016/s0022-460x\(86\)80010-4](http://dx.doi.org/10.1016/s0022-460x(86)80010-4).
4. 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. (Rus)
5. Goldsmith W. Impact. Theory and physical properties of the colliding bodies. Per. from English Moscow: stroiizdat, 1965. 448 p. (Rus)
6. Parker T. S., Chua L. O. Practical Numerical Algorithms for Chaotic Systems. Berlin etc., Springer-Verlag, 1989. 348 p.
7. Bondar R. P. Dynamics of a two-mass vibration system driven by a magnetoelectric linear motor. *Bulletin of the Kremenchuk Mykhaylo Ostrogradsky National University*. 2014. No 4 (87). Pp. 9 – 14. (Ukr)
8. Haiyan Hu. Controlling chaos of a dynamical system with discontinuous vector field. *Physica D-nonlinear Phenomena - PHYSICA D*. 1997. No 106 (1-2). Pp. 1 – 8. DOI: [http://dx.doi.org/10.1016/S0167-2789\(97\)00023-7](http://dx.doi.org/10.1016/S0167-2789(97)00023-7).
9. Haiyan Hu. Controlling chaos of a periodically forced nonsmooth mechanical system. *Acta Mechanica Sinica*. 1995. No 11 (3). Pp. 251 – 258. DOI: <http://dx.doi.org/10.1007/BF02487728>.
10. Ditto W.L., Rauseo S.N., & Spano M.L. Experimental control of chaos. *Physical Review Letters*. 1990. No 65 (26). Pp. 3211 – 3214. DOI: <http://dx.doi.org/10.1103/PhysRevLett.65.3211>.
11. Dongping J., & Haiyan H. Periodic vibro-impacts and their stability of a dual component system. *Acta Mechanica Sinica*. 1997. No 13 (4). Pp. 366 – 376. DOI: <http://dx.doi.org/10.1007/bf02487196>.
12. Kleczka M., Kreuzer E., & Schiehlen W. Local and Global Stability of a Piecewise Linear Oscillator. *Philosophical Transactions: Physical Sciences and Engineering*. No 338 (165), *Nonlinear Dynamics of Engineering Systems*. 1992. Pp. 533 – 546. DOI: <http://dx.doi.org/10.1098/rsta.1992.0019>.
13. Chen J. H., Chau K. T., & Chan C. C. Analysis of chaos in current-mode-controlled DC drive systems. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*. 2000. No 47 (1). Pp. 67 – 76. DOI: <http://dx.doi.org/10.1109/41.824127>.
14. Bazanella A. S., & Reginatto R. Robustness margins for indirect field-oriented control of induction motors. *IEEE Transactions on Automatic Control*. 2000. No 45 (6). Pp. 1226 – 1231. DOI: <http://dx.doi.org/10.1109/9.863613>.
15. Chen J. H., Chau K. T., Chan C. C., & Jiang Quan. Subharmonics and chaos in switched reluctance motor drives. *IEEE Transactions on Energy Conversion*. 2002. No 17 (1). Pp. 73 – 78. DOI: <http://dx.doi.org/10.1109/60.986440>.
16. Gao Y., & Chau K. T. Design of permanent magnets to avoid chaos in PM synchronous machines. *IEEE Transactions on Magnetics*. 2003. No 39(5). Pp. 2995 – 2997. DOI: <http://dx.doi.org/10.1109/TMAG.2003.816718>.
17. Gao Y., & Chau K. T. Design of permanent magnets to avoid chaos in doubly salient PM machines. *IEEE Transactions on Magnetics*. 2004. No 40 (4). Pp. 3048 – 3050. DOI: <http://dx.doi.org/10.1109/TMAG.2004.830196>.

Надійшла 05.06.2019

Received 05.06.2019

УДК 621.314

DOI: <https://doi.org/10.15407/publishing2019.53.060>

ВПЛИВ РОЗПОДІЛУ ВТРАТ ЕНЕРГІЇ В ЕЛЕМЕНТАХ АВТОТРАНСФОРМАТОРА ТРАНСФОРМАТОРНО-КЛЮЧОВОЇ ВИКОНАВЧОЇ СТРУКТУРИ СТАБІЛІЗАТОРА НАПРУГИ НА ЕФЕКТИВНІСТЬ ВИКОРИСТАННЯ ЙОГО ВСТАНОВЛЕНОЇ ПОТУЖНОСТІ

К.О. Липківський*, докт. техн. наук, **А.Г. Можаровський****, канд. техн. наук

Інститут електродинаміки НАН України,

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

e-mail: lypkivskyk@ukr.net, AnatMozhrvsk@ukr.net

Масогабаритні характеристики трансформаторно-ключової виконавчої структури (ТКВС) стабілізатора напруги змінного струму визначаються виключно ефективністю використання встановленої потужності обраного автотрансформатора (АТ). Збільшення цього показника за умови обмеження максимальної температури елементів АТ, яка залежить від сумарних втрат енергії в них, пов'язано зі зміною величини та співвідношень втрат у осерді магнітопроводу та секціях обвитки АТ. Досліджено ступінь впливу переходу на електротехнічну сталь для магнітопроводу з меншими втратами та/або підвищення розрахункового значення робочої індукції. Тепловий стан елементів АТ для чотирьох варіантів співвідношення втрат у них проілюстровано на 3D моделях об'єкту. Бібл. 11, рис. 2, таблиця 1.

Ключові слова: трансформаторно-ключова виконавча структура, discrete smart transformer, стабілізатор напруги змінної струму, автотрансформатор, секція обвитки, ефективність використання.

Трансформаторно-ключові виконавчі структури – ТКВС (discrete smart transformer, intelligent transformer [1, 2]) з реалізацією дискретно-разової зміни станів та, відповідно, коефіцієнтів передачі (discrete-time control [3]) шляхом комутації ключових елементів (КЕ) здійснюють необхідне перетворення напруги змінного струму (регулювання, стабілізацію) за апріорі високого рівня електромагнітної сумісності з мережею живлення та споживачем [4]. Трансформуючі елементи цих ТКВС мають обвитку з виокремленими гальванічно регульовальними секціями або з регульовальними секціями, що утворилися між додатковими відводами єдиної обвитки (tap-changing, tap switching winding [5, 6]). Для коректного розрахунку таких ТЕ розроблено методику, яка враховує неоднаковість струмового завантаження окремих секцій обвитки в процесі перетворення напруги [7]. Вона полягає в попередньому розрахунку напруг і струмів у секціях обвитки ТЕ та втрат енергії в його елементах для всіх можливих робочих станів ТКВС, а також для певного гіпотетичного стану (що не існує на практиці, але саме за яким зазвичай розраховуються ТЕ) та наступним "обваженням" (шляхом збільшення густини струму в секціях обвитки) робочого стану з найбільшим сумарним струмовим завантаженням обвитки до досягнення теплового режиму АТ (зокрема максимальної температури $t_{\max}$), що відповідає зазначеному гіпотетичному стану. Ця методика дозволяє досягти максимально можливої ефективності використання встановленої потужності ТЕ (P_{TE} , яка дорівнює напівсумі добутків максимальних значень напруг і струмів усіх секцій обвитки), або за обраного типорозміру магнітопроводу забезпечити живлення споживача більшої потужності, або для заданої номінальної потужності споживача P_H обмежитися якомога меншим магнітопроводом. Водночас для коректного порівняння різних варіантів приймається, що вікно магнітопроводу використовується повністю. Коефіцієнт заповнення вікна міддю обвитки обирається стандартним для ТЕ певної потужності (у нашому випадку за потужностей ТЕ на рівні одиниць кіловат $K_{зп} = 0,35$ [8]). Оскільки під час проектування трансформуючого елемента ТКВС обмежується максимальна температура його елементів на певному обраному рівні $t_{\max}$, що спричинює сумарні втрати енергії в них, досягти підвищення одного з найважливіших показників якості трансформуючого елемента – коефіцієнта ефективності використання

встановленої потужності $K_e = P_{TE}/P_n$ – простим збільшенням щільності струму в секціях обвитки не можна. Видається доцільним розглянути інші шляхи покращення цього показника, що визначає масогабаритні характеристики ТКВС.

Метою роботи є підвищення ефективності використання встановленої потужності автотрансформатора трансформаторно-ключової виконавчої структури стабілізатора напруги змінного струму шляхом перерозподілу втрат енергії в його елементах за зміни магнітної індукції та/або матеріалу осердя магнітопроводу.

За зазначеною в [9] методикою досліджено залежність встановленої потужності автотрансформатора ТКВС стабілізатора напруги від зміни її конфігурації за варіювання діапазону первинної напруги U_1 , у межах якого стабілізується вихідна напруга U_2 . Розглянемо особливості перерозподілу втрат енергії в елементах ТЕ однієї з цих конфігурацій ТКВС (рис. 1) у першому режимі (стані) з найбільшим сумарним струмовим завантаженням секцій обвитки (ввімкнені ключі V1 та V4).

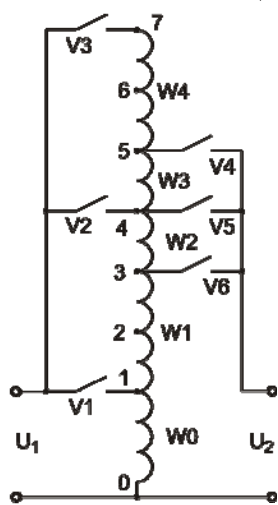


Рис. 1

У цій структурі при шести ключових елементах (по три у вхідному та вихідному комутаторах) забезпечується робота ТКВС у дев'яти станах, що мають коефіцієнти передачі по напрузі, які змінюються за законом $K_f = U_2/U_1 = K_1 \cdot \gamma^{j-1}$, де K_1 – перший (найбільший) коефіцієнт передачі, γ – коефіцієнт, що визначається похибкою регулювання δ , $\gamma = (1+\delta)/(1-\delta)$, $\delta = (U_{2max} - U_{2min})/2U_n$, де U_{2max} , U_{2min} , U_n – відповідно максимальна, мінімальна та номінальна напруги. Обвитка такого автотрансформатора, крім кінцевих виводів 0 та 7, має шість проміжних структуроутворюючих відводів (у конфігурації задіяно чотири з них – 1, 3, 4, 5). Між кінцевими відводами утворюються одна базова W_0 (конструктивно розміщена найближче до стрижня) та чотири регульовальні секції – W_1 , W_2 , W_3 , W_4 , які розміщені послідовно за W_0 .

Така ТКВС, трансформуючий елемент якої розраховано за зазначеною методикою, реалізує стабілізацію напруги на рівні $U_n = 220$ В з похибкою $\delta = \pm 3\%$ за відхилень вхідної напруги в діапазоні

$\Delta U_1 = 168 \div 288$ В. У [9] для дослідження було обрано автотрансформатор (АТ) з магнітопроводом ШЛ40Х80 (маса 7,54 кг) з електротехнічної сталі 3411, який за магнітної індукції $B = 1,2$ Тл (питомі втрати 1,12 Вт/кг [10]), густини струму в обвитках $j_{обв} = 1,73$ А/мм² та обмеження значення температури в елементах АТ на максимальному рівні $t_{max} = 81^\circ\text{C}$ дає змогу живити споживача потужністю 2,72 кВт. Водночас максимальні напруги на секціях обвитки АТ та, відповідно, кількості їхніх витків W_i складають: $U_0 = U_i \cdot \gamma^{-2} = 204$ В ($W_0 = 273$); $U_{W1} = U_i \cdot \gamma^{-2}(\gamma^2 - 1) = 25,03$ В ($W_1 = 35$); $U_{W2} = U_i(\gamma - 1) = 14,02$ В ($W_2 = 19$); $U_{W3} = U_i \cdot \gamma(\gamma - 1) = 14,88$ В ($W_3 = 20$); $U_{W4} = U_i \cdot \gamma^2(\gamma^2 - 1) = 32,59$ В ($W_4 = 44$), а значення струмів у них становлять $I_{W0} = I_n(\gamma^4 - 1) = 2,91$ А, $I_{W1} = I_{W2} = I_{W3} = I_n = 10,72$ А, $I_{W4} = 0$, де I_n – вихідний струм.

Було обчислено втрати енергії в осерді ΔP_{Fe} , у всіх секціях обвитки ΔP_{Cu} та максимальні сумарні втрати в цьому визначальному (з найбільшим струмовим завантаженням обвитки) режимі роботи ТКВС, які внесено у відповідні чарунки таблиці.

В (Тл)	1,2					1,5				
	ΔP_{Fe} (Вт)	ΔP_{Cu} (Вт)	ΔP_{Σ} (Вт)	$\Delta P'_{\Sigma}$ (%)	P_n (кВт)	ΔP_{Fe} (Вт)	ΔP_{Cu} (Вт)	ΔP_{Σ} (Вт)	$\Delta P'_{\Sigma}$ (%)	P_n (кВт)
3411	7,49	25,74	33,23	1,22	2,72	11,70	21,81	33,51	1,06	3,18
3413	5,55	27,48	33,03	1,17	2,82	8,69	24,64	33,33	0,99	3,38

Виконання магнітопроводу АТ зі сталі з меншими втратами, наприклад, сталі 3413 (питомі втрати 0,83 Вт/кг) з $\Delta P_{Fe} = 5,55$ Вт дещо зменшує обмеження на втрати в міді. Завдяки цьому можна обрати більшу густину струму $j = 1,79$ А/мм², збільшити струми в 1,037 раза та, відповідно, підвищити величину припустимої максимальної потужності навантаження до 2,82 кВт ($\delta P_{Fe} = 2,82/2,72 = 1,037$). Отриманий мало вагомий результат пояснюється тим, що

втрати в сталі осердя магнітопроводу АТ значно (приблизно в 3 рази) менші, ніж у міді обвитки, і їх зменшення в 1,35 раза дозволило збільшити втрати в міді лише в 1,069 раза (див. таблицю).

Перехід до підвищеної індукції $B=1,5$ Тл без зміни марки сталі осердя, що використовується, дозволяє (див. таблицю) отримати більш суттєве підвищення максимальної потужності навантаження – $P_n=3,18$ кВт ($\delta P_B=3,18/2,72=1,169$). Це є наслідком того, що за тих же самих напруг на секціях обвитки в разі збільшення індукції в 1,25 раза, на стільки ж зменшується необхідна кількість їхніх витків ($W_0=215$; $W_1=27$; $W_2=15$; $W_3=16$; $W_4=35$) та, відповідно, збільшується площа поперечного перерізу проводів (реально досягається збільшення не в 1,25, а в 1,267 раза внаслідок того, що кількість витків секцій має округлюватися до найближчого цілого значення).

Якщо обирається індукція 1,5 Тл у разі використання електротехнічної сталі 3413, то максимально припустиме значення потужності навантаження досягає 3,38 кВт (див. таблицю), тобто ефективність використання встановленої потужності АТ зростає в 1,24 раза (що дещо більше, ніж очікуване $\delta P_{Fe} \cdot \delta P_B=1,21$).

З таблиці видно також, що, по-перше, втрати енергії в елементах АТ за даної обраної максимальної температури є невеликими відносно P_n (знаходяться в межах, характерних для трансформаторів такої потужності), причому підвищення якості сталі осердя та збільшення індукції призводять до певного зменшення цих втрат, нормованих по відповідних потужностях навантаження $\Delta P'_\Sigma = \Delta P_\Sigma / P_n$ (у 1,16 раза для сталі 3411 та в 1,19 раза для сталі 3413). По-друге, визначати можливий ступінь підвищення ефективності використання встановленої потужності АТ треба не за величиною максимальних загальних втрат енергії, а за досягненням найвищої температури його елементів обраного максимального значення.

З метою визначення і порівняння особливостей розподілу температури в елементах автотрансформатора виконано 3D моделювання теплового стану всіх чотирьох варіантів його реалізації з застосуванням програми COMSOL Multiphysics [11]. До складу обраної моделі АТ входять: осердя магнітопроводу, каркас котушки та п'ять розміщених на ньому секцій обвитки W_0 , W_1 , W_2 , W_3 , W_4 . Водночас між усіма його конструктивними елементами відсутні будь-які повітряні проміжки. Каркас котушки виконано з текстоліту товщиною 1 мм. Для спрощення властивості всіх складових вважаються ізотропними, й їх теплопровідності становлять: осердя – $\lambda_{оср}=4$ Вт/(м×К), котушки – $\lambda_{кми}=0,2$ Вт/(м×К), а всі секції обвитки мають однакову величину – $\lambda_{овв}=2$ Вт/(м×К). Тепловіддача з усіх поверхонь АТ є незмінною, а її коефіцієнт для розрахунку становить $\alpha=11,77$ Вт/(м²×К). Температура зовнішнього середовища приймається рівною 50 °С. Оскільки конструкція автотрансформатора вважається симетричною в усіх трьох площинах координат відносно центра мас, ми маємо змогу розглянути лише 1/8 частину від його повної моделі.

Результати виконаного моделювання ілюструють рис. 2, а (сталь 3411, $B=1,2$ Тл), рис. 2, б (сталь 3411, $B=1,5$ Тл), рис. 2, в (сталь 3413, $B=1,2$ Тл), рис. 2, г (сталь 3413, $B=1,5$ Тл), на яких зображено ізотерми, що відповідають температурам $t=80$ °С (1) та $t=78$ °С (2). Найбільш гаряча область у діапазоні температур 80,7 – 81 °С виділена темним кольором. З рисунків видно, що за однакової максимальної температури ($t_{max}=81$ °С) температурне поле в чотирьох розглянутих варіантах виконання автотрансформатора відрізняється внаслідок зміни величин та перерозподілу втрат енергії (джерел тепла) в його елементах.

Найбільш гаряча область зосереджена майже виключно на внутрішній (базовій) обвитці W_0 . З підвищенням магнітної індукції в 1,25 раза ця область дещо зменшується, а градієнт температур $\Delta t=81$ °С– t_{max} , навпаки, збільшується в 1,046 раза (для сталі 3411) та в 1,023 раза (для сталі 3413). Прогнозовано область більшого нагріву осердя припадає на варіант з максимальними втратами в сталі (рис 2, б), а найбільш холодним осердя залишається за мінімальних втрат у ньому.

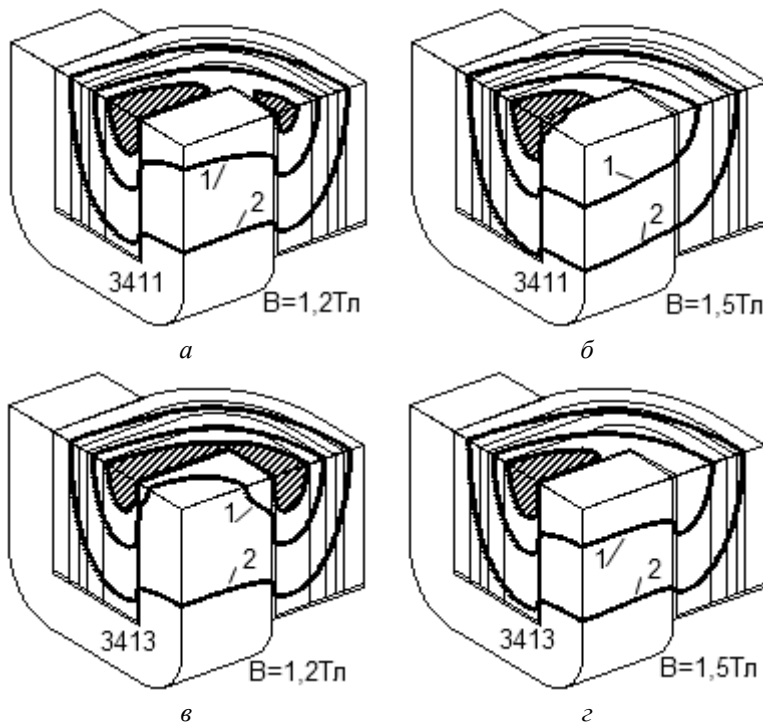


Рис. 2

має загальний характер і може бути використаний під час проектування трансформуючих елементів для ТКВС з іншими типами осердя, зокрема стрижньовими, іншими обмежуючими параметрами: максимальної температури, значення магнітної індукції (в межах лінійного діапазону робочої характеристики) тощо.

Фінансується за держбюджетною темою «Розвиток та узагальнення теорії трансформаторно-ключових виконавчих структур (ТЛВС) перетворювачів напруги з урахуванням багатоваріантності схемотехнічних рішень та мультифізичності процесів» (шифр «Рестан»), що виконується за Постановою Бюро ВФТПЕ 18.11.2014 р., протокол № 16. Державний реєстраційний номер роботи 0115U002579.

1. 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* (ISGT Europe 2013). 6 – 9 Oct. 2013, At Lyngby, Denmark. Pp. 1 – 5.
DOI: <http://dx.doi.org/10.1109/ISGTEurope.2013.6695300>
2. Gehm, A. A., Quevedo, J. D. O., Mallmann, E. A., Fricke, L. A., Martins, M. L. D. S., & Beltrame, R. C. Development of a supervisory system for an intelligent transformer. In *Power Electronics Conference and 1st Southern Power Electronics Conference* (COBEP/SPEC). 2015 IEEE 13th Brazilian. Pp. 1 – 6.
DOI: <http://dx.doi.org/10.1109/COBEP.2015.7420242>
3. Bimal, K Bose. Power Electronics. Why the Field is so Exciting. *IEEE Power Electronics Society Newsletter Fourth Quarter*. 2007. Vol. 19. No 4. Pp. 11 – 20.
4. Липковский К.А. Трансформаторно-ключевые исполнительные структуры преобразователей переменного напряжения. Киев: Наук. думка, 1983. 216 с.
5. 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>
6. Electronic Tap Switching Voltage Regulator. URL: <http://www.ustpower.com/comparing-automatic-voltage-regulation-technologies/avr-guide-electronic-tap-switching-voltage-regulator/> (accessed 28.03.2019).
7. Липківський К.О., Можаровський А.Г. Моделювання трансформуючих елементів з секціонуванням обмоток у складі перетворювачів напруги змінного струму. *Техн. електродинаміка*. 2016. №3. С. 39 – 44. DOI: <https://doi.org/10.15407/techned2016.03.039>
8. Белополюский И.И., Каретникова Е.И., Пикалова Л.Г. Расчет трансформаторов и дросселей малой мощности. М.: Энергия, 1973. 400 с.
9. Липківський К.О., Можаровський А.Г. Визначення впливу зміни меж діапазону вхідної напруги на потужність трансформуючого елементу стабілізатора напруги з трансформаторно-ключовою виконавчою структурою. *Техн. електродинаміка*. 2019. № 3. С. 46 – 54.
DOI: <https://doi.org/10.15407/techned2019.03.046>
10. ГОСТ 27427.1-83 Сталь электротехническая тонколистовая.
11. COMSOL Multiphysics URL: <http://www.comsol.com>.

Проаналізувавши результати моделювання, можна припустити вірогідність певного зменшення нерівномірності нагріву елементів АТ шляхом перерозподілу внесків джерел тепла в картину теплового стану об'єкта варіюванням густини струму в окремих секціях обмотки.

Висновки. Таким чином, у роботі визначено особливості варіантів підвищення ефективності використання встановленої потужності автотрансформатора в складі ТКВС стабілізатора напруги змінного струму шляхом перерозподілу втрат у його елементах та проаналізовано якісну зміну теплового стану об'єкта в разі обмеження максимальної температури на заданому рівні. Розглянутий підхід

УДК 621.314

ВЛИЯНИЕ РАСПРЕДЕЛЕНИЯ ПОТЕРЬ ЭНЕРГИИ В ЭЛЕМЕНТАХ АВТОТРАНСФОРМАТОРА ТРАНСФОРМАТОРНО-КЛЮЧЕВОЙ ИСПОЛНИТЕЛЬНОЙ СТРУКТУРЫ СТАБИЛИЗАТОРА НАПРЯЖЕНИЯ НА ЭФФЕКТИВНОСТЬ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ ЕГО УСТАНОВЛЕННОЙ МОЩНОСТИ**К.А. Липковский**, докт. техн. наук, **А.Г. Можаровский**, канд. техн. наук

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

Массогабаритные характеристики трансформаторно-ключевой исполнительной структуры (ТКВС) стабилизатора напряжения переменного тока определяются исключительно эффективностью использования установленной мощности выбранного автотрансформатора (АТ). Увеличение этого показателя при условии ограничения максимальной температуры элементов АТ, которая зависит от суммарных потерь энергии в них, связано с изменением величины и соотношения потерь в сердечнике магнитопровода и секциях обмотки АТ. Исследована степень влияния перехода на электротехническую сталь для магнитопровода с меньшими потерями и/или повышения расчетного значения рабочей индукции. Тепловое состояние элементов АТ для четырех вариантов соотношения потерь в них проиллюстрировано на 3D моделях объекта. Библ. 11, рис. 2, табл. 1.

Ключевые слова: трансформаторно-ключевая исполнительная структура, discrete smart transformer, стабилизатор напряжения переменного тока, автотрансформатор, секция обмотки, эффективность использования.

INFLUENCE OF DISTRIBUTION OF ENERGY LOSSES IN THE ELEMENTS OF THE AUTOTRANSFORMER OF THE TRANSFORMER-AND-SWITCHES EXECUTIVE STRUCTURE OF THE VOLTAGE STABILIZER ON THE EFFICIENCY OF USING ITS INSTALLED POWER**K.O. Lypkivskyi, A.G. Mozharovskyi**

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

pr. Peremohy, 56, Kyiv, 03057, Ukraine

The mass-wide characteristics of the transformer-and-switches executive structure (TSES) of the AC voltage stabilizer are determined exclusively by the efficiency of using the installed power of the selected autotransformer (AT). The increase of this parameter, subject to the limitation of the maximum temperature of the elements of AT, which depends on the total energy losses in them, is associated with a change in the magnitude and ratio of losses in the core of the magnetic core and sections of the AT winding. The degree of influence of the transition to electrotechnical steel for a magnetic core with less losses and/or an increase in the calculated value of worker induction is studied. The thermal state of the AT elements for the four variants of the ratio of losses in them is illustrated on the 3D models of the object. References 11, figures 2, table 1.

Key words: transformer-and-switches executive structure, discrete smart transformer, AC voltage stabilizer, autotransformer, winding section, efficiency of use.

1. 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* (ISGT Europe 2013). 6 – 9 Oct. 2013. At Lyngby, Denmark. Pp. 1 – 5.
DOI: <http://dx.doi.org/10.1109/ISGTEurope.2013.6695300>
2. Gehm, A.A., Quevedo, J.D.O., Mallmann, E.A., Fricke, L.A., Martins, M.L.D.S., & Beltrame, R.C. Development of a supervisory system for an intelligent transformer. In *Power Electronics Conference and 1st Southern Power Electronics Conference* (COBEP/SPEC). 2015 IEEE 13th Brazilian. Pp. 1 – 6.
DOI: <http://dx.doi.org/10.1109/COBEP.2015.7420242>
3. Bimal, K Bose. Power Electronics. Why the Field is so Exciting. *IEEE Power Electronics Society Newsletter Fourth Quarter*. 2007. Vol. 19. No 4. Pp. 11 – 20.
4. Lypkivskyi K.O. Transformer-and-Switches Executive Structures of Alternating Current Voltage Converters. Kiev: *Naukova Dumka*, 1983. 216 p. (Rus).
5. 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>
6. Electronic Tap Switching Voltage Regulator. Available at: <http://www.ustpower.com/comparing-automatic-voltage-regulation-technologies/avr-guide-electronic-tap-switching-voltage-regulator/> (accessed 28.03.2019).
7. Lypkivskyi K.O., Mozharovskyi A.G. Simulation of the transformative elements with sectioning of the windings as part of AC voltage source converters. *Tekhnichna Elektrodynamika*. 2016. No 3. Pp. 39 – 44. (Ukr) DOI: <https://doi.org/10.15407/techned2016.03.039>
8. Belopolskyi I.I., Karetnikova E.I., Pikalova L.G. Calculation of low-power transformers and reactors. Moskva: *Energiia*, 1973. 400 p. (Rus)
9. Lypkivskyi K.O., Mozharovskyi A.G. 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)
DOI: <https://doi.org/10.15407/techned2018.03.048>
10. GOST 27427.1-83 Rolled Electrical Steel. (Rus)
11. COMSOL Multiphysics – <http://www.comsol.com>.

НАПІВПРОВІДНИКОВІ ПЕРЕТВОРЮВАЧІ

УДК 621.314

DOI: <https://doi.org/10.15407/publishing2019.53.065>ОПТИМІЗАЦІЯ СТРУКТУРНИХ ВУЗЛІВ
МАГНІТНО-НАПІВПРОВІДНИКОВИХ ГЕНЕРАТОРІВ ІМПУЛЬСІВ

І.В. Волков^{*}, чл.-кор. НАН України, **В.І. Зозульов**^{**}, канд. техн. наук, **В.В. Голубєв**, канд. техн. наук,
В.В. Пашенко, **А.І. Сторожук**

Інститут електродинаміки НАН України,
пр. Перемоги, 56, Київ, 03057, Україна,
e-mail: dep8ied@ied.org.ua

Представлено нові наукові результати, отримані на основі комплексних досліджень і оптимізації структурних вузлів магнітно-напівпровідникових генераторів імпульсів (МНГІ) мікро - і наносекундного діапазонів. Досліджено два типи DC/DC перетворювачів, орієнтованих на їх застосування з високим ККД в МНГІ і в інших пристроях перетворювальної техніки. Розроблено практичні схеми комбінованих випрямлячів однофазного живлення. Доведено, що ці випрямлячі мають найбільш широкий діапазон вихідних напруг (в межах ~ від 300 до 600 В) і вибору зовнішніх характеристик, оптимальних для різних навантажень. Показано, що спільне застосування розглянутих DC/DC перетворювачів і комбінованих випрямлячів у якості вхідної частини МНГІ найбільш сприяє підвищенню ККД і ефективності МНГІ. Запропоновано нові типи транзисторних ключів з чотирма електродами, ефективних для застосування не тільки в МНГІ, але і в багатьох пристроях перетворювальної техніки. Бібл. 11, рис.9, табл.2.

Ключові слова: знижувальні DC/DC перетворювачі, комбіновані випрямлячі, магнітно – напівпровідникові генератори імпульсів.

Вступ. Високовольтні магнітно-напівпровідникові генератори імпульсів (МНГІ) мікро - та наносекундного діапазонів широко використовуються для реалізації новітніх електротехнологій, наприклад, в експериментальній фізиці, в установках спеціального призначення [1]. Підвищення ефективності цих пристроїв силової перетворювальної техніки є важливим науково-технічним завданням. У процесі його вирішення, як правило, основні зусилля розробників були направлені на вдосконалення центральних вузлів таких генераторів, зокрема вузла компресії імпульсів, і в цьому напрямку було одержано наразі позитивні результати, близькі до теоретично можливих за сучасної елементної бази щодо напівпровідникових ключів та магнітних матеріалів. Проте залишається можливість покращення таких показників, як ККД, якість споживаної електроенергії, рівень електромагнітних завад, надійність, діапазон регулювання, багатофункціональність та ін. шляхом схемного удосконалення і оптимізації таких обов'язкових структур МНГІ, як випрямлячі, регулятори напруги (DC/DC перетворювачі), вихідні вузли формування спеціалізованих імпульсів, які найбільш відповідають вимогам сучасних навантажень МНГІ.

Метою статті є ознайомлення з результатами досліджень і розробок у цьому напрямку, виконаними у відділі систем стабілізованого струму в 2018 році, і обґрунтування напрямків подальшого удосконалення МНГІ.

1. Знижувальні DC/DC перетворювачі з двохобмотковими дроселями.

Знижувальні імпульсні перетворювачі постійної напруги в постійну (ЗПН) є структурними вузлами, що забезпечують регулювання чи/та стабілізацію випрямленої напруги, яка подається на всі інші структурні вузли МНГІ в умовах живлення від стандартної однофазної мережі змінного струму. Наразі існує ряд ЗПН, що відповідають більшості вимог споживачів [2 – 5]. Найбільш простою з них є базова схема ЗПН [2], яка містить на вході напівпровідниковий ключ, з'єднаний послідовно з накопичувальним дроселем, зворотний діод та вихідний конденсатор. Наявність цього послідовного ключа – основна причина застосування в МНГІ саме DC/DC знижувального (а не підвищувального) типу, оскільки цей ключ виконує ще й функції захисного елемента. Перевагою зазначеної схеми, крім простоти, можна вважати також лінійну регульовальну характеристику (лінійну залежність вихідної напруги ЗПН від коефіцієнта заповнення керуючого імпульсу). Однак недоліком її є те, що напруга на вихідному електроді ключа після його розімкнення змінюється від вхідної напруги ЗПН до нуля, і водночас різко переривається вхідний струм. Внаслідок цього погіршується якість вхідної та вихідної електроенергії ЗПН, збільшуються динамічні втрати енергії на ключі, а також збільшуються статичні втрати енергії на ньому, оскільки за умов замкненого ключа через нього протікає весь накопичувальний струм дроселя.

Помітне покращення основних показників ЗПН досягнуто в резонансному DC/DC перетворювачі Чука [4]. Однак досягнуто воно за рахунок використання ще одного силового ключа, через який протікає весь зарядний та весь розрядний струми. Крім того, такі перетворювачі орієнтовані на відносно низьку частоту комутації ключів, що збільшує номінали двох дроселів і двох конденсаторів.

Цих недоліків позбавлений запропонований авторами перетворювач ЗПН-1 (рис.1), який, крім того, має підвищений ККД. ЗПН-1 містить вхідний конденсатор $C1$ – для згладжування пульсацій вхідної випрямленої напруги U_1 , дросель із автотрансформаторним увімкненням двох його магнітозв'язаних обмоток з індуктивністю $L1$ і $L2$ (далі – дроселі

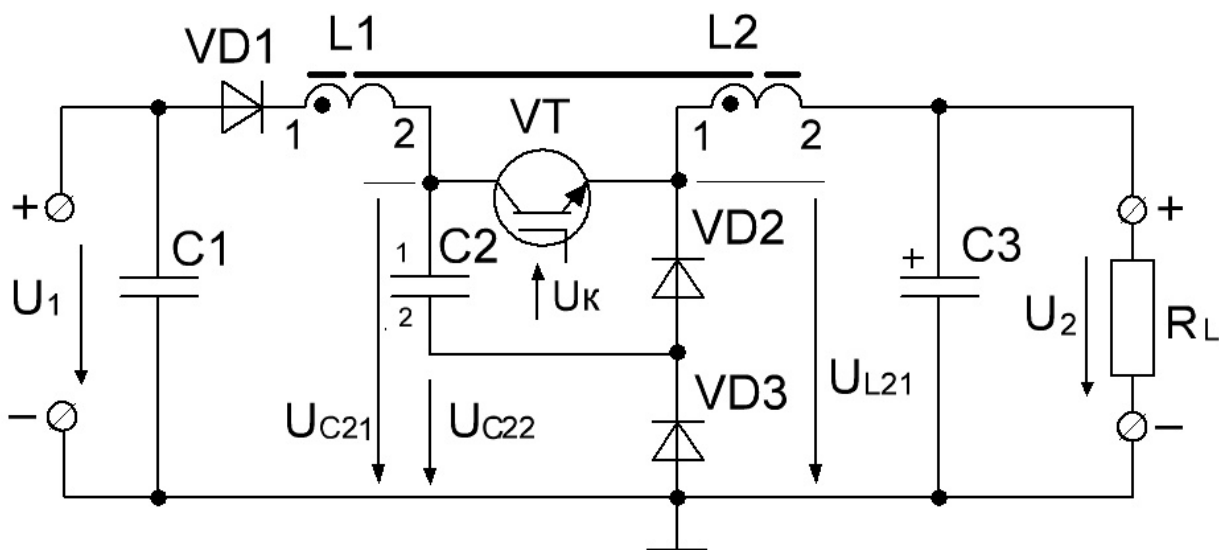


Рис. 1

$L1, L2$), зарядно-розрядний конденсатор $C2$ з зарядним діодом $VD2$, зворотний діод $VD3$, вихідний конденсатор $C3$, а також блокуючий діод $VD1$ та силовий транзистор VT . На рис. 2 зображено часові діаграми напруг і струмів, одержані з використанням комп'ютерної програми OrCAD, які ілюструють особливості роботи схеми рис.1 за загальноприйнятих припущень: транзистор і діоди є ідеальними ключами з часом перемикання, що дорівнює нулю; активні опори обмоток дроселів і внутрішній опір джерела електроживлення дорівнюють нулю; індуктивності $L1, L2$ – лінійні; навантаження R_L – постійне. Найменування часових діаграм і відповідні їм позначення показано зверху вниз, у відповідності до їх розміщення на рис. 2: цифровий сигнал керування U_K транзисторним ключем VT (далі в п.1 – VS); напруга U_{C21}

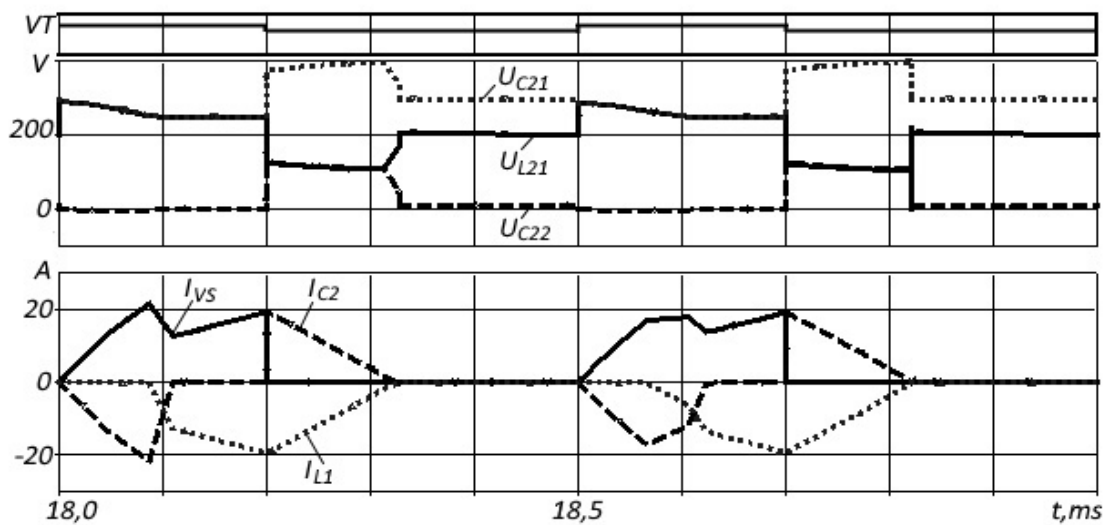


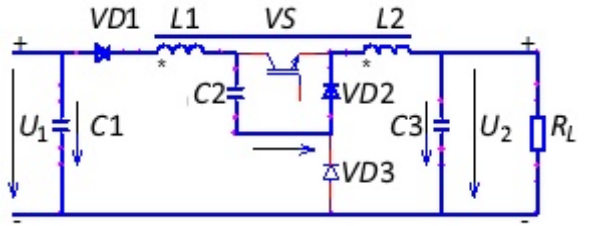
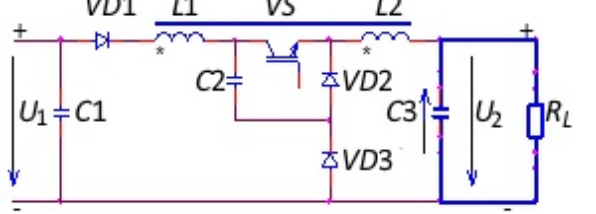
Рис. 2

на першому виводі конденсатора C2 (пунктирна лінія); напруга U_{L21} на першому виводі дроселя L2 (суцільна лінія); напруга U_{C22} на другому виводі конденсатора C2 (штрихова лінія); струм I_{VS} ключа VT (суцільна лінія); зарядний (негативний, через діод VD2) і розрядний (позитивний, через діод VD3) струм I_{C2} конденсатора C2 (штрихова лінія); струм I_{L1} у дроселі L1 (пунктирна лінія).

На основі цих діаграм, розглядаючи один період комутації, можна виділити 5 часових інтервалів (ЧІ), за яких функціонують визначені 5 структур ЗПН-1 (табл.1), що дає можливість аналізувати електромагнітні процеси на всіх ділянках схеми ЗПН-1.

Таблиця 1

№ ЧІ	Функціонуючі структури ЗПН – 1 (товсті лінії)	Примітки
1		Заряджений конденсатор C2 через увімкнений ключ VS (при струмі I_{VS}), дросель L1, діод VD3 частково розряджається на конденсатор C3.
2		Співвідношення між струмами ключа VS, дроселя L2, дроселя L1 та конденсатора C2 характеризується відповідно до виразу: $I_{VS} = I_{L2} = I_{L1} + I_{C2}$.
3		Спільний струм дроселя L1, ключа VS, дроселя L2 практично лінійно збільшується до моменту розімкнення ключа VS.

4		Ключ VS розмикається, струм I_{L1} дроселя L1 через C2, VD2, L2 і, лінійно зменшуючись до нуля, дозаряджує конденсатори C2, C3, тобто $I_{L1} = I_{L2}$.
5		Напруга на виході L1 і на C2 вище вхідної напруги U_1, тобто $U_{L12} = U_{C12} > U_1$. При цьому конденсатор C3 розряджається на навантаження R_L.

Умови переходу електромагнітних процесів із одного інтервалу в наступний залежать від можливого розвитку процесів у ділянці схеми даного інтервалу та від алгоритму керування ключем VS. Так, закінчення *першого інтервалу* співпадає з моментом перевищення вхідної напруги U_1 над напругою U_{C21} , що спадає, та відпирання діода VD1. В той же момент часу припиняється резонансний розряд конденсатора C2 та починається експоненціальний спад струму в ньому. Під час *другого інтервалу* відбувається плавний перехід розрядного струму I_{C2} конденсатора C2 (через ключ VS і діод VD3) до накопичувального струму I_{L1} дроселя L1 (через ключ VS і діод VD1). *Третій інтервал* починається після плавного спаду струму I_{C2} до нуля і закінчується розімкненням ключа VS. *Четвертий інтервал* характеризується тим, що струм I_{L1} різко не спадає, а, плавно зменшуючись, дозаряджує конденсатор C2 до рівня, коли напруга на ньому U_{C21} стане більше вхідної U_1 . Відмітним для *п'ятого інтервалу* є те, що зберігається підвищена напруга на конденсаторі C2.

За результатами експериментальних досліджень та комп'ютерного моделювання виявлено такі особливості та переваги ЗПН-1:

1) напруга на першому виводі дроселя L2 (як і на виході ключа VS) дорівнює сумі спадів напруги на L2 і навантаженні $U_{L21} = U_{L2} + U_2$ і ніколи не зменшиться до нуля за умови розімкнутого ключа (що можливо в базовій схемі ЗПН [2] та в її подібних) внаслідок скидання енергії послідовного дроселя в навантаження через зворотний діод. Встановлено, що напруга U_{VS2} на виході ключа після його розмикання змінюється в межах $U_{VS2} < (U_{L21} \dots 0,5 U_{L21})$. За цим співвідношенням, завдяки зменшенню діапазону зміни напруги U_{VS2} , покращується якість вихідної напруги U_2 (за рівних умов у порівнянні з базовим ЗПН).

2) відсутність різкого обриву вхідного струму I_{L1} після розімкнення ключа VS, що викликає появу високочастотних випромінювань в оточуючому середовищі без додаткових заходів по їх усуненню, а також підвищує якість вхідної електроенергії. Ці властивості ЗПН-1 обумовлені наявністю магнітного зв'язку між дроселями L1 і L2, їх участю в одночасному формуванні вхідного струму та вихідної напруги перетворювача.

3) після розімкнення ключа VS він шунтується струмом через C2 і VD2, що зменшує втрати електроенергії на ключі та внаслідок чого підвищується ККД цього перетворювача.

4) за рахунок підвищеної напруги U_{C21} на конденсаторі C2 до моменту замкнення ключа VS (рис. 2) та узгодженої з магнітнозв'язаними дроселями L1, L2 віддачі електроенергії в конденсатор C3 напруга на ньому за максимальної довжини керуючих імпульсів U_K має значення $U_2 \approx 0,9U_1$, тобто значно більше, ніж у відомих перетворювачів аналогічного призначення.

Особливість ЗПН-1 полягає в тому, що в ньому керування ключем VS здійснюється способом модулювання довжини імпульсів та пауз на інтервалі комутації.

Макетні випробування ЗПН-1 підтвердили його працездатність, означені вище переваги та особливості, а також адекватність результатам комп'ютерного моделювання.

Модифікацією цього пристрою є перетворювач ЗПН-2 за схемою, що відрізняється від схеми на рис.1 тим, що в ній відсутній діод VD-3, а нижня обкладинка конденсатора C2 з'єднана з землею. Аналіз цієї схеми, виконаний за аналогією з аналізом ЗПН-1, показав приблизно такі ж характеристики, але в разі керування ключем VS шляхом зміни частоти імпульсів U_k за незмінної їх довжини.

2. Транзисторні ключі з чотирма електродами.

Запропоновано та проведено дослідження макетних зразків транзисторних ключів з чотирма електродами, виконаних на дискретних елементах згідно з їх традиційними еквівалентними схемами [1], в яких введено четвертий електрод. Це комплементарні транзистори типу IGBT та Дарлінгтона, що відповідно позначені як IGBT-4EL та ВТД-4EL (біполярний транзистор Дарлінгтона), а також транзистори з повним (включено-виключено) тиристорним керуванням, відповідно позначені як VTS-BT, VTS-MOS, VTS-IGBT. Пропозиції щодо інтегрального виконання даних приладів відправлено до компанії VISHAY.

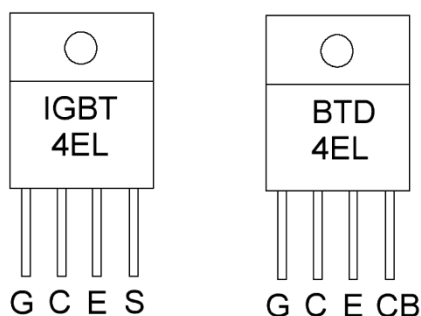


Рис. 3

2.1. Комплементарні транзисторні ключі з четвертим електродом. Можливі варіанти інтегрального виконання цих транзисторів зображено на рис. 3 (прилади IGBT- 4EL та ВТД-4EL). В еквівалентній схемі IGBT-4EL від емітера Е силового біполярного транзистора відокремлено витік S керуючого польового транзистора. А в еквівалентній схемі ВТД-4EL від колектора С силового біполярного транзистора відокремлено колектор СВ (колектор базовий) керуючого біполярного транзистора. Наявність четвертих відокремлених електродів S та СВ у цих приладах передбачає варіанти поєднання їх з навантаженням таким чином, що досягається зменшення втрат електроенергії на силових ключах:

статичних від 30 до 50 %; динамічних – від 25 до 30 %. Більш детальний опис ключів IGBT-4 EL та ВТД-4EL викладено в авторських публікаціях [1, 6, 7].

Як приклад на рис. 4 приведено застосування IGBT-4EL (ключ VT-4EL) у згаданому вище ЗПН-2 з метою збільшення його ККД. В еквівалентній схемі IGBT-4EL емітер Е силового біполярного транзистора ключа відокремлено від витoku В керуючого польового транзистора і позначено як EB (рис.4). Це дає змогу використати спад напруги на діоді VD2 як напругу зміщення потенціалу EB відносно емітера Е, що призводить до зменшення напруги U_{KE} ключа VT-4EL. За експериментами спад напруги U_{KE} зменшено до ≈ 50 %. Слід відмітити, що діод VD2 є в більшості випадків необхідним для блокування зворотної напруги через IGBT, що має внутрішній діод. Також є можливість підключення електродів Е і EB за іншими варіа-

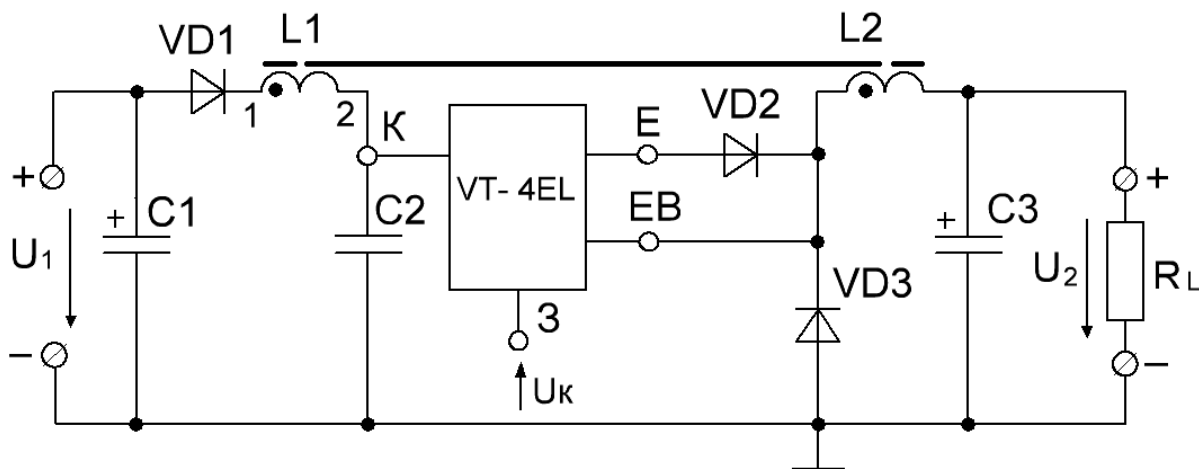


Рис. 4

нтами, згідно з якими збільшується напруга зміщення потенціалу EB, включаючи покращення умов комутації ключа VT - 4EL, що в цілому помітно розширює функціональні можливості

ключа IGBT-4EL та в перспективі робить вигідним його застосування в ряді інших пристроїв силової перетворювальної техніки.

2.2 Транзисторні ключі з повним тиристорним керуванням. Можливі варіанти інтегрального виконання цих транзисторів показано на рис. 5 (прилади VTS-BT, VTS-MOS, VTS-IGBT).

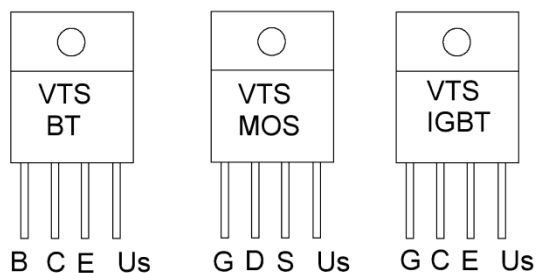


Рис. 5

верхнього транзистора до слабкострумового сервісного джерела живлення U_s та, зберігаючи регенеративність ключа, ввести до нього польовий та IGBT транзистори. Стосовно двох останніх транзисторів принципово неможливо їх введення до відомої регенеративної схеми тиристора. Така реконфігурація цієї схеми дозволяє підключити нижні силові транзистори до основного джерела живлення, а верхні транзистори, як слабкострумові, до окремого сервісного джерела живлення, використовуючи електроди U_s . За результатами експериментальних випробувань даних ключів, виконаних на дискретних елементах, підтверджено їх основні переваги перед тиристорами та GTO-тиристорами: зменшений спад напруги на ключах – від 30 до 50 %; помітно зменшений струм утримання ключів; керування короткими слабкострумовими імпульсами на включення та запирання ключів за умови збереження самозапирання ключів після зміни полярності напруги на них чи в момент відключення сервісного джерела живлення; запирання ключів в аварійних ситуаціях практично в будь-який момент незалежно від полярності основного джерела живлення; сумірна частота комутації ключів VTS-MOS та VTS-IGBT з частотними можливостями їх силових транзисторів. Виходячи з цих розширених функціональних можливостей ключів (рис. 5), опрацьовано перспективи їх вигідного застосування в ряді пристроїв силової перетворювальної техніки. Особливо доцільним воно є в зарядних LC-колах, працюючих при довгих зарядних імпульсах: ключі VTS розмикаються коротким слабкострумовим імпульсом і самозамикаються при нульовому струмі, коли напруга на них змінює полярність. Працездатність ключа VTS-IGBT в зарядно-накопичувальному вузлі МНГІ та його переваги підтверджено експериментально. Більш детально ключі (рис. 5) розглянуто в авторських публікаціях [1, 6, 7], а також в двох патентах на винахід, на які одержано позитивні рішення.

3. Комбіновані випрямлячі. З орієнтацією на вимоги до живлення магнітно-напівпровідникових генераторів імпульсів досліджено функціонування комбінованих випрям-

Таблиця 2

Криві рис.2	C1,C2 %	C3 %
1	0	100
2	40	60
3	80	20
4	100	0
5	20	90
6	40	80

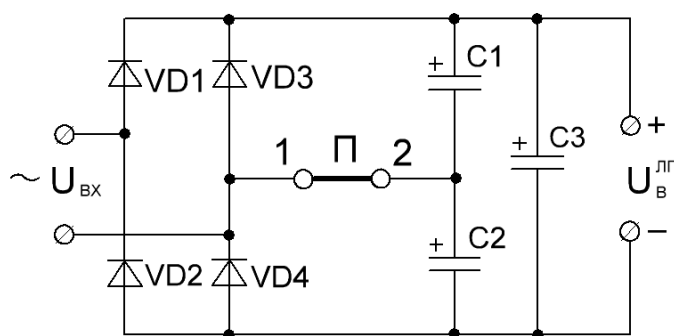


Рис. 6

лячів (КВ), побудованих шляхом поєднання традиційних схем випрямлення Латура та Греца [8] при забезпеченні стабілізації (керуваності) їх вихідних напруг. На рис. 6 показано схему такого КВ, де без перемички П він працює як випрямляч Греца, а з перемичкою – як випрямляч

Латура-Греца, тобто з можливістю подвоєння вихідної напруги U_B^{II} . На рис. 7 показано варіанти його зовнішніх характеристик 1 – 6, одержані шляхом вибору співвідношень між ємностями C_1 , C_2 та C_3 згідно з табл. 2 (у відсотках від варіанту, що забезпечує криву 1). Як видно, змінюючи ці співвідношення, можна виставляти напругу $U_B^{II} \approx 300; 400; 500; 600$ В (криві 1 – 4). Змінюючи також співвідношення C_1 , C_2 та C_3 на вибраному дискретному рівні, можна змінювати форму кривих, наприклад 5, 6 (рис. 7), наближуючи їх до необхідних вольт-амперних характеристик того чи іншого навантаження. Наведені характеристики (рис. 7) ще в більшій мірі можна змінювати у разі застосування в КВ керуючих ключів, якщо їх ввести замість перемикача П. Досліджено три модифікації таких керуванних випрямлячів. Виявлено доцільність та переваги способу керування часом заряду конденсаторів C_1 , C_2 [8] у порівнянні з відомими способами керування ключами, встановленими в силові ланцюги випрямлячів.

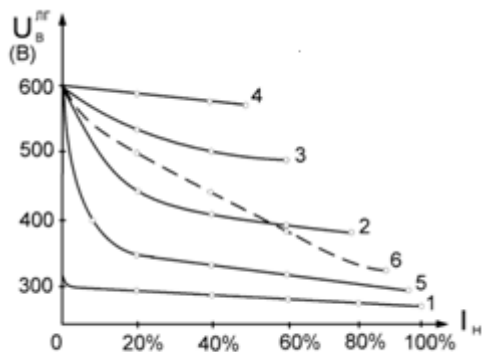


Рис. 7

Експериментально та моделюванням підтверджено такі основні особливості та переваги керування КВ:

- регулювання (стабілізація) вихідної напруги здійснюється за її підвищених рівнів (від ≈ 300 до ≈ 600 В), а не за знижених, що властиво відомим аналогам;

- підвищення вихідної напруги КВ за тієї ж самої потужності має наслідком відповідне зменшення струму та втрат електроенергії в пристроях, що живляться від КВ, а також у самому КВ;

- можливості формування зовнішніх характеристик КВ, які задовольняють вимоги до електроживлення практично всіх видів навантаження; покращений спектральний склад вхідного струму та зменшення його крест-фактора (КФ), що встановлено за результатами математичного моделювання керування КВ;

- можливість компенсації провалів вихідної напруги схеми Греца та зменшення пульсацій цієї напруги за допомогою схеми випрямлення Латура, оскільки перша перевищує другу;

- більш вигідне поєднання КВ із ЗПН-1, ЗПН-2, оскільки їхні верхні рівні вихідної напруги $U_B^{ЗПН} > (\approx 0,8 \dots \approx 1,1)$, тобто більші, ніж у відомих ЗПН. Більш детально керувані КВ розглянуто в авторських роботах [8, 9].

Виходячи з особливостей та переваг керування КВ, є підстава вважати, що вони мають перспективу застосування не тільки як окремий пристрій, але, що не менш важливо, у складі ряду пристроїв силової перетворювальної техніки, підвищуючи їх ефективність. Переконливість цієї тези підтверджується прикладом їх використання в МНГІ.

4. Основні способи підвищення ефективності магнітно-напівпровідникових генераторів імпульсів. Магнітно-напівпровідникові генератори високовольтних мікро- та наносекундних імпульсів широко застосовуються в різноманітних імпульсних технологіях [1]. Підвищення ефективності цих технологій у значній мірі залежить від покращення основних показників МНГІ. Для МНГІ основним проблемним показником є його ККД, оскільки він значно нижчий у порівнянні з іншими пристроями силової перетворювальної техніки. Вихідні імпульси МНГІ безпосередньо впливають на процеси імпульсних технологій. Тому адаптація параметрів цих імпульсів під вимоги їх навантаження є проблемною задачею у процесі побудови МНГІ.

Проведені дослідження показали, що підвищення ККД та зв'язаних з ним інших основних показників МНГІ в найбільшій мірі залежить від оптимальної побудови тієї його частини, що передує високовольтному трансформатору (т.зв. передтрансформаторної частини). Виходячи з цього, основними способами підвищення ККД та ефективності МНГІ є:

- 1) використання як вхідного випрямляча комбінованих випрямлячів (КВ), які розглянуто в п. 3 цієї статті, забезпечуючи у разі потреби їх керуваність за допомогою ключів у за-

рядному колі конденсаторів $C1, C2$ (рис. 6) або знижувальних перетворювачів напруги ЗПН-1, ЗПН-2. КВ за схемою Латура-Греца в порівнянні зі схемою Греца дає змогу встановлювати вихідну напругу більшою майже в 2 рази. Це зменшує втрати енергії на діодах і ключах ЗПН та на ключах МНГІ за умов рівності (з альтернативними рішеннями) необхідної споживаної потужності МНГІ. Підвищення цієї напруги також квадратично зменшує ємності накопичувальних конденсаторів, за рахунок чого збільшується коефіцієнт компресії імпульсів МНГІ;

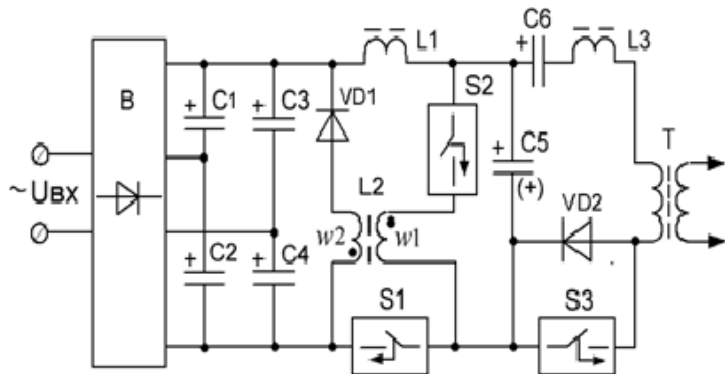


Рис. 8

3) застосовування в передтрансформаторній частині МНГІ запропонованих ключів з четвертим електродом IGBT-4 EL, BTD-4EL (рис. 3) та транзисторів з повним тиристорним керуванням VTS-BT, VTS-MOS, VTS-IGBT (рис. 5). Це дозволяє зменшити втрати електроенергії, а завдяки транзисторам VTS, крім того, в порівнянні з відомими тиристорами досягти збільшення частоти вихідних імпульсів МНГІ та підвищення можливостей керування ними;

4) застосовування в структурі МНГІ переривників струму не тільки в його вихідному вузлі компресії імпульсів, а також в його перед- та післятрансформаторних вузлах. Попередньо оцінено таку можливість через використання переривників струму: відомі діодні (SOS-діоди [10]), запропоновані магнітно-діодні та їх комбінації;

5) виконання кінцевого вузла компресії імпульсів МНГІ таким, щоб він сформував цуг із двох – трьох вихідних імпульсів. У роботі [11] показано, що збудження лазера на парах міді цугами імпульсів суттєво збільшує його ККД, що неможливо здійснити іншими способами. Такий вузол зображено на рис. 9. Перший імпульс U_{out} формується, як у відомій схемі

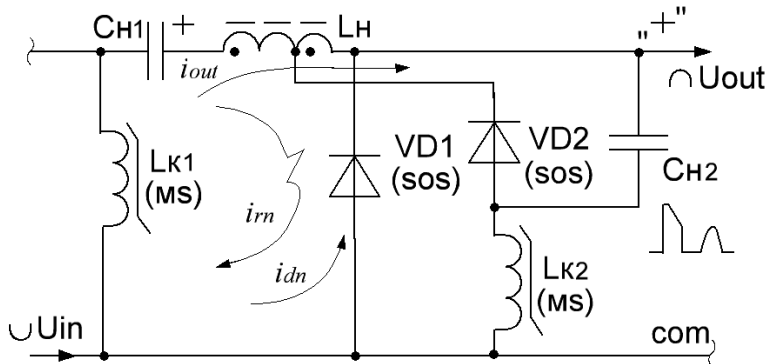


Рис. 9

закінченню якої за рахунок енергії в C_{n1}, C_{n2} формується другий імпульс U_{out} . Використання вузла за схемою рис. 9 у генераторах імпульсів лазерів на парах міді є пріоритетним способом підвищення їхньої ефективності.

2) подвоєння амплітуди напруги вхідних імпульсів високовольтного трансформатора, наприклад, згідно з запропонованою схемою рис. 8 [8]. Тут перезаряд конденсатора $C5$ ключем $S2$ призводить до подвоєння напруги на конденсаторах $C5, C6$ та на первинній обмотці трансформатора T . Таке збільшення напруги дозволяє зменшити коефіцієнт трансформації трансформатора та сприяє зниженню його ціни як найдорожчого елемента МНГІ;

[10]. При цьому накачується прямим струмом i_{dn} також $VD2$, а в зворотному напрямку за струму i_{out} він включається з затримкою до насичення дроселя L_{k2} . У цей момент обривається імпульс U_{out} , оскільки струм i_{out} замикається через $VD2, L_{k2}$, і далі заряджається конденсатор C_{n2} через L_{k2} , визначаючи разом з часом

переманічування L_{k2} паузу після першого імпульсу U_{out} , по

1. Волков И.В., Зозулев В.И., Шолох Д.А. Магнитно-полупроводниковые устройства преобразовательной техники. К.: Наук. думка, 2016. 230 с.
2. Севернс Р., Блум Г. Импульсные преобразователи постоянного напряжения для систем вторичного электропитания. Пер. с англ. М.: Энергоатомиздат, 1988. 294 с.
3. Русу А.П. Почему обмотки дросселя обратногоходового преобразователя могут иметь разное число витков. Часть 1. Радиолоцман. 2018. С. 1 – 8.
4. <https://www.radiolocman.com/review/artikle.html?di=532947> (Ćuks resonant buck slashes magnetic Michael Dunn.).
5. Готтлиб. И.М. Источники питания. Инверторы, конверторы, линейные и импульсные стабилизаторы. Пер. с англ. Москва: Постмаркет, 2002. 544 с.
6. Волков И.В., Зозулев В.И., Сторожук А.І. Комплементарний транзисторний ключ. Пат. №118904, МПК НОЗК 17/00. Заявник і патентовласник ІЕД НАН України. Заявл. 06.06.2017. Опубл. 25. 03. 2019, Бюл. № 6.
7. Зозулев В.И. Устройства преобразовательной техники на основе реконфигурации распределенных структур. *Пр. Ін-ту електродинаміки НАН України*. 2017. Вип. 46. С. 71 – 80.
8. Волков И.В., Зозулев В.И., Христо О.І. Підвищення ефективності пристроїв перетворювальної техніки шляхом керування часом заряду (перезаряду) їхніх ємнісних накопичувачів енергії. *Техн. електродинаміка*. 2019. № 2. С. 15 – 18.
9. Зозулев В.И., Бондаренко А.Ф., Юрчишин В.Я. Комбинированные управляемые выпрямители однофазного электропитания. *Пр. Ін-ту електродинаміки НАН України*. 2018. Вип. 51. С. 75 – 81.
10. Рукин С.Н. Генераторы мощных наносекундных импульсов с полупроводниковыми размыкателями тока. Приборы и техника эксперимента. 1999. С. 5 – 36.
11. Герасимов В.А., Герасимов В.В. Исследование лазера на парах меди при накачке цугами затухающих синусоидальных импульсов возбуждения. *Журнал техн. физики*. 2011. 81. Вып. 1. С. 153 – 156.

УДК 621.314

ОПТИМИЗАЦИЯ СТРУКТУРНЫХ УЗЛОВ МАГНИТНО-ПОЛУПРОВОДНИКОВЫХ ГЕНЕРАТОРОВ ИМПУЛЬСОВ

И.В. Волков, чл.-корр. НАН Украины, **В.И. Зозулев**, канд. техн. наук, **В.П. Голубев**, канд. техн. наук, **В.В. Пашенко**, **А.И. Сторожук**

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

e-mail: dep8ied@ied.org.ua

Представлены новые научные результаты, полученные на основе комплексных исследований и оптимизации структурных узлов магнитно-полупроводниковых генераторов импульсов (МПИ) микро- и наносекундного диапазонов. Исследовано два типа DC/DC преобразователей, ориентированных на их применение с высоким КПД в МПИ и в других устройствах преобразовательной техники. Разработаны практические схемы комбинированных выпрямителей однофазного питания. Доказано, что эти выпрямители имеют наиболее широкий диапазон выходных напряжений - в пределах ~ от 300 до 600 В и выбора внешних характеристик, оптимальных для различных нагрузок. Показано, что совместное применение рассмотренных DC / DC преобразователей и комбинированных выпрямителей в качестве входной части МПИ в наибольшей степени способствует повышению КПД и эффективности МПИ. Предложены новые типы транзисторных ключей с четырьмя электродами, эффективных для применения не только в МПИ, но и во многих устройствах преобразовательной техники. Библ.11, рис.9, табл.2.

Ключевые слова: понижающие DC/DC преобразователи, комбинированные выпрямители, магнитно-полупроводниковые генераторы импульсов.

OPTIMIZATION OF STRUCTURAL UNITS OF MAGNETIC - SEMICONDUCTOR PULSES GENERATORS

I.V. Volkov, **V.I. Zozulov**, **V.V. Golubev**, **V.V. Paschenko**, **A.I. Storozhuk**

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

pr. Peremohy, 56, Kyiv, 03057, Ukraine

e-mail: dep8ied@ied.org.ua

The new scientific results, obtained on the basis of complex research and optimization of structural units of magnetic - semiconductor pulse generators (MSPG) of micro and nanosecond ranges, are presented. Two types of DC / DC converters, focused on their application with high efficiency in MSPG and other devices of power electronics were investigated. Practical schemes of combined single-phase power rectifiers have been developed. It is proved that these rectifiers have the widest range of output voltages - within $\sim (300 \dots 600)$ V and the choice of external characteristics that are optimal for different loads. It has been shown that the spin-use of the considered DC / DC converters and combined rectifiers as the input part of the MSPG most favor the increase the efficiency of MSPG. New types of transistor switches with four electrodes, effective for application not only in MSPG, but also in many devices of power electronics, are offered. References 11, figures 9, tables 3.

Keywords: DC / DC converters, combined rectifiers, pulses generators

1. Volkov I.V., Zozulev V.I., Sholokh D.A. Magnetic-semiconductor devices of power electronics. K. : Naukova Dumka, 2016. 230 p. (Rus)
2. Severns R., Blum G. Pulsed DC/DC voltage converters for secondary power supply systems. Tr.. from English. M. : Energoatomizdat, 1988. 294 p. (Rus)
3. Rusu A.P. Why the windings of the choke of the flyback converter may have a different number of turns. Part 1. Radiolotsman. 2018. Pp. 1 – 8. (Rus)
4. <https://www.radiolocman.com/review/artikle.html?di=532947> (Ćuks resonant buck slashes magnetic, Michael Dunn.)
5. Gottlieb I.M. Power sources. Inverters, converters, linear and pulse stabilizers. Tr. from English. Moscow: Postmarket, 2002. 544 p. (Rus)
6. Volkov I.V., Zozulov V.I., Storozhuk A.I. Complementary transistor key. Pat. No. 118904, MPK NOZK 17/00. Publ. 25. 03. 2019. Bull. No 6. (Ukr)
7. Zozulev V.I. Transducer devices based on reconfiguration of distributed structures. *Pratsi Instytutu elektrodynamiky Natsionalnoi Akademii Nauk Ukrainy*. 2017. No 46. Pp. 71 – 80. (Rus)
8. Volkov I.V., Zozulov V.I., Khristo O.I. Improving of power electronics devices efficiency by the charging timecontrol of their capacitors. *Tekhnichna Elektrodynamika*. 2019. No 2. Pp. 15 – 18. (Ukr)
9. Zozulev VI, Bondarenko A.F., Yurchishin V.Ya. Combined controlled rectifiers of single-phase power supply. *Pratsi Instytutu elektrodynamiky Natsionalnoi Akademii Nauk Ukrainy*. 2018. No 51 Pp. 75 – 81. (Rus)
10. Rukin S.N. Generators of powerful nanosecond pulses with semiconductor current breakers. Instruments and experimental technique. 1999. Pp. 5 – 36. (Rus)
11. Gerasimov V.A., Gerasimov V.V. Study of a copper vapor laser pumped by a train of damped sinusoidal excitation pulses. *Journal of Technical Sciences. physics*. 2011. 81. Vol. 1. Pp. 153 – 156. (Rus)

Надійшла 06. 06. 2019
Received 06. 06. 2019

ПЕРЕХІДНІ ПРОЦЕСИ В ЕЛЕКТРИЧНИХ КОЛАХ НАПІВПРОВІДНИКОВИХ ПЕРЕТВОРЮВАЧІВ З ДЕВ'ЯТИЗОННИМ РЕГУЛЮВАННЯМ НАПРУГИ НА ЕЛЕКТРОТЕХНОЛОГІЧНОМУ НАВАНТАЖЕННІ

В.І. Сенько^{1*}, докт. техн. наук, **В.В. Михайленко**^{1**}, канд. техн. наук.,
С.С. Розіскулов^{2***}, **С.О. Бур'ян**^{1****}, **Ю.М. Чуняк**^{1*****}

¹ – НТУУ "Київський політехнічний інститут імені Ігоря Сікорського",

пр. Перемоги, 37, Київ, 03056, Україна,

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

e-mail: VladislavMihailenko@i.ua

Виконано моделювання та аналіз усталених і перехідних процесів у трифазних електричних колах з напівпровідниковими перетворювачами, що використовують дев'ятизонне регулювання напруги на електро-технологічному навантаженні, представленому активно-індуктивним опором. Моделювання проведено з використанням методу багатопараметричних функцій, що дозволило спростити складання алгоритмічних рівнянь для аналізу електромагнітних процесів у перетворювачах, в електричних колах яких може бути більше двох незалежних реактивних елементів. Без урахування втрат електроенергії в напівпровідникових комутаторах перетворювачів показано особливості використання фазних напруг мережі електроживлення для реалізації дев'ятизонного регулювання їхньої вихідної напруги. Наведено графіки, що відображають особливості регулювання такої напруги на електротехнологічному навантаженні. Бібл. 10, рис. 3.

Ключові слова: вихідні напруга та струм, метод багатопараметричних модулюючих функцій.

Вступ. Під час регулювання вихідних характеристик електроімпульсних установок [1, 2] зазвичай використовують змінення ємності накопичувальних конденсаторів їхніх електро-розрядних установок [2, 3]. Для реалізації енергоефективних режимів у нелінійному навантаженні [4] такий підхід вимагає врахування умов перерозподілу електроенергії між різними конденсаторами [3, 5], що обмежує його використання. Моделювання та аналіз режимів електромеханічних [6] і електротермічних [7] установок обґрунтувало доцільність використання зонного способу перетворення параметрів електромагнітної енергії трифазної мережі електроживлення [6, 8] з використанням структур напівпровідникових перетворювачів (НПП) частоти [9].

Розвиток елементної бази НПП у напрямку підвищення швидкодії дозволив створювати в перетворювальних установках ланки з частотою перемикавання вентилів значно більшою, ніж частота змінення напруги промислової мережі електроживлення [6, 9, 10]. У роботі [8] для аналізу таких процесів у колах напівпровідникових перетворювачів із сімнадцятизонним широтно-імпульсним регулюванням (ШІР) вихідної напруги було розроблено спеціальні імітаційні моделі. Проте в [6] показано, що мінімізацію вищих гармонічних складових у вихідній напрузі напівпровідникових перетворювачів найпростіше реалізовувати за умови, коли кількість зон керування кратна трьом для кожної з фаз мережі електроживлення. У разі підключення високочастотних НПП до трифазної мережі найбільш простим випадком є дев'ятизонне ШІР, за якого випрямлений струм у лінійному активно-індуктивному навантаженні теж буде мати менші високочастотні періодичні пульсації, ніж за сімнадцятизонного регулювання, представленого в роботі [8].

Метою роботи було виявлення особливостей реалізації електромагнітних процесів у електричних колах напівпровідникових перетворювачів з дев'ятизонним регулюванням напруги на навантаженні.

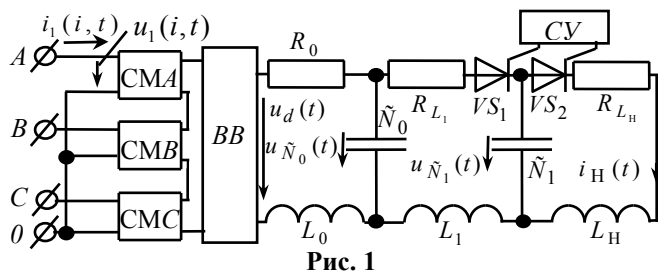


Рис. 1

На рис. 1 показано структурну схему відповідного НПП, на якій позначено: СМА, СМВ і СМС – силові модулятори (СМ) фазних напруг A , B і C ; BB – високочастотний випрямляч. Вказані модулятори підключені до мережі паралельно, а їх виходи з'єднані послідовно, причому кожен з них є ланкою високої

частоти і має в своєму складі випрямляч, високочастотний інвертор випрямленої напруги (ІВН) та узгоджуючий трансформатор.

Під час розробки математичної моделі високовочастотного напівпровідникового перетворювача використовувався метод багатопараметричних модулюючих функцій [6, 8]. Приймались припущення, що вхідна мережа є симетричною, її внутрішній опір дорівнює нулю, транзистори і діоди ІВН є ідеальними ключами, трансформатори не мають втрат, а навантаження має активно-індуктивний характер.

Використовувався зонний спосіб перетворення параметрів електромагнітної енергії трифазної мережі електроживлення, за якого в силових модуляторах здійснювалась модуляція миттєвих значень попередньо випрямлених фазних синусоїдальних напруг $u_1(i,t)$ з частотою ω_1 і відповідними еквівалентними модулюючими впливами $\psi(\alpha_p, t)$ з частотою ω_2 . Такий підхід дозволяє реалізувати багатоканальний спосіб перетворення параметрів електричної мережі, в результаті якого на вході BB формується промодульована напруга [6].

Аналіз електромагнітних процесів у НПП з багатозонним ШІР вихідної напруги і електротехнологічним навантаженням виконувався з урахуванням таких ознак системного підходу до аналізу, як цілісність та вплив зовнішніх і внутрішніх факторів [6]. У разі дев'ятизонного регулювання напруга на виході BB має вигляд:

$$u_d(t) = \frac{1}{k_T} \sum_{n=1}^{N=9} \sum_{i=1}^3 u_1(i,t) \Psi_B(i,t) \Psi(n,N,t) \Psi_{BB}(t), \quad (1)$$

де $u_1(i,t)$ – миттєві значення фазних напруг мережі; $\Psi_B(i,t)$ – функції, що співпадають за часом з положенням відповідних фазних напруг; $n = 1, 2, \dots, N = 9$ – номери зон регулювання; $\Psi(n, N, t)$ – множина модулюючих впливів i -х інверторів CM ; $\Psi_{BB}(i, t)$ – функція, що модулює еквівалентний вплив BB ; k_T – коефіцієнт трансформації.

Зроблено припущення, що індуктивність L_0 та активний опір R_{L_0} дорівнюють нулю, і розглянуто роботу контуру $C_0, R_{L_1}, VS_1, C_1, L_1, C_0$. На інтервалі часу $t_{i_1} = 0 \dots t_{\hat{e}_1} = t_1$ напругу $u_{C_{01}}(t)$ на $\tilde{N}_0$ визначено як

$$\frac{d^2 u_{C_{01}}(t)}{dt^2} = \frac{-R_{L_1} du_{C_{01}}(t)}{L_1 dt} - \frac{(C_1 + C_0) u_{C_{01}}(t)}{L_1 C_0 C_1} + \frac{U_{dm}}{L_1 C_1}, \quad (2)$$

де L_1 – індуктивність фільтру, R_{L_1} – активний опір котушки L_1 ; C_0, C_1 – ємності конденсаторів.

Рішення (2) визначено із застосуванням методу Рунге-Кутта на часовому інтервалі $t_{i_1} = 0 \dots t_{\hat{e}_1}$ у вигляді матриці $U_{C_{01}}$ миттєвих значень напруги $u_{C_{01}}(t)$ та їхніх похідних, розрахованих з вибраним кроком p_1

$$U_{C_{01}} = \text{rkfixed}(u_{C_{01}}, t_{i_1}, t_{\hat{e}_1}, p_1, D_{C_{01}}), \quad (3)$$

де $D_{C_{01}}$ – вектор-стовпець проміжних рішень відносно напруги $u_{C_{01}}(t)$ на конденсаторі $\tilde{N}_0$.

На інтервалі $t_{i_2} = t_1 \dots t_{\hat{e}_2} = t_2$ тиристор VS_1 – закритий, а напругу $u_{C_{02}}(t)$ на цьому інтервалі визначено як

$$u_{C_{02}}(t) = \text{if}(t < t_1, 0, \text{if}(t \leq t_2, u_d(t_1), 0)). \quad (4)$$

Аналогічно знайдено напруги на інших інтервалах і сумарну напругу $u_{C_0}(t)$ за період зміни напруги $u_d(t)$:

$$u_{C_0}(t) = u_{C_{01}}(t) + u_{C_{02}}(t) + \dots + u_{C_{0(2,J)}}(t), \quad (5)$$

де $J = \frac{T}{T_I} = \frac{0,04\text{с}}{0,005\text{с}} = 8$ – це відношення, яке показує, у скільки разів період T напруги $u_d(t)$ більший від періоду імпульсів T_I електротехнологічного навантаження.

Знайдено напругу на конденсаторі $\tilde{N}_1$ і розглянуто роботу контуру $C_0, R_{L_1}, VS_1, C_1, L_1, C_0$. На інтервалі $t_{i_1} = 0 \dots t_{\hat{e}_1} = t_1$ напругу $u_{C_{11}}(t)$ визначено як

$$\frac{d^2 u_{C_{11}}(t)}{dt^2} = -\frac{u_{C_{11}}(t)}{L_1 C_1} + \frac{u_d(t)}{L_1 C_1}. \quad (6)$$

Рішення (6) визначено на інтервалі $t_{i_1} \dots t_{\hat{e}_1}$ у вигляді матриці $U_{C_{11}}$ аналогічно (3).

На інтервалі $t_1 \dots t_2$ розглянуто роботу контуру C_1, R_H, VS_2, L_H, C_1 . На цьому інтервалі тиристор VS_1 – закритий, а тиристор VS_2 – відкритий, напругу $u_{C_{12}}(t)$ визначено як

$$\frac{d^2 u_{C_{12}}(t)}{dt^2} = \frac{-R_H du_{C_{12}}(t)}{L_H dt} - \frac{u_{C_{12}}(t)}{L_H C_1}, \quad (7)$$

де L_H, R_H – індуктивність навантаження і активний опір кола навантаження.

Рішення (7) визначено на інтервалі $t_{i_2} \dots t_{\hat{e}_2}$ у вигляді матриці $U_{C_{12}}$ аналогічно (3).

У цей же спосіб знайдено напруги на інших інтервалах і сумарну напругу $u_{C_1}(t)$ за період зміни напруги $u_d(t)$:

$$u_{C_1}(t) = u_{C_{11}}(t) + u_{C_{12}}(t) + \dots + u_{C_{1(2,J)}}(t). \quad (8)$$

Далі визначено струм навантаження $i_H(t)$:

$$i_{i_1}(t) = \text{if} \left(\frac{du_{C_1}(t)}{dt} > 0, C_1 \frac{du_{C_1}(t)}{dt}, 0 \right) - C_1 \frac{du_{C_1}(t)}{dt}. \quad (9)$$

Загальний вираз для i -х фаз мережі подано у вигляді:

$$i_{i_1}(t) = \sum_{n=1}^{N=9} \left(\text{if} \left(\frac{du_{C_1}(t)}{dt} > 0, C_1 \frac{du_{C_1}(t)}{dt}, 0 \right) + C_0 \frac{du_{C_0}(t)}{dt} \right) \frac{\Psi_B(i, t) \Psi(n, N, t) \Psi_{BB}(t)}{k_T}. \quad (10)$$

Діаграми напруг на виході ВВ та $u_{C_1}(t)$ і струму навантаження за умови $\tilde{N}_0 = 2200 \text{ i } \hat{e}\hat{O}$, $\tilde{N}_1 = 100 \text{ i } \hat{e}\hat{O}$, $R_H = 3 \text{ i } \hat{e}\hat{O}$ та $R_{L_1} = 0,05 \text{ i } \hat{e}\hat{O}$, $L_1 = 162 \text{ i } \hat{e}\hat{A}\hat{i}$, $L_H = 1 \text{ i } \hat{e}\hat{A}\hat{i}$, $U_{d\max} = 311 \text{ В}$ і $k_T = 9$ для мережі частотою $f = 50 \text{ k}\hat{O}$ і за частоти високочастотних імпульсів $f_1 = 5000 \text{ k}\hat{O}$ показано на рис. 2.

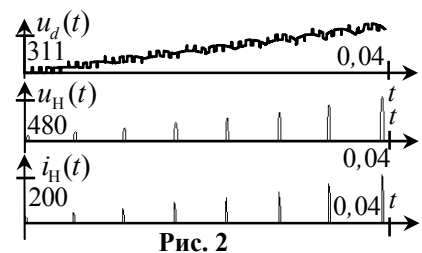


Рис. 2

Діаграми вхідних струмів i -х фаз мережі в координатах фазних напруг показано на рис. 3.

Аналіз складу високочастотних гармонік у вихідних і вхідних струмах на рис. 2 і 3 та відповідних струмах, отриманих у роботі [8], показав, що рівень високочастотних гармонік у вхідних і вихідних струмах за дев'ятизонного регулювання напруги на лінійному активно-індуктивному навантаженні є значно нижчим,

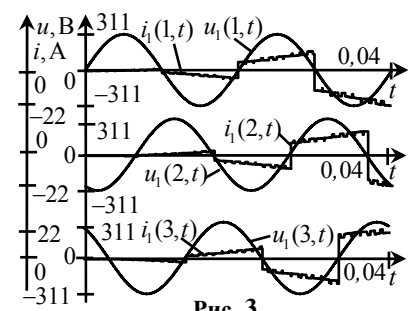


Рис. 3

ніж за сімнадцятизонного.

Висновки. 1. Розроблено математичну модель для аналізу усталених і перехідних процесів у трифазних електричних колах з напівпровідниковими височастотними перетворювачами модуляційного типу, що використовують дев'ятизонне широтно-імпульсне регулювання фазних напруг трифазної мережі, без урахування втрат електроенергії в напівпровідникових комутаторах, що спрощує оцінку впливу параметрів навантаження на характеристики регульованих вихідних напруг. Використання такої моделі забезпечує швидке визначення алгоритмів управління комутаторами під час підключення вказаних перетворювачів до фазних напруг трифазної мережі та швидке визначення умов підвищення якості напруг за дев'ятизонного регулювання величини їхніх вихідних напруг.

2. Розроблено алгоритмічні рівняння відносно функцій із системними дискретними параметрами напівпровідникових комутаторів, напруг і кутів управління, фаз трифазної мережі електроживлення і часу для аналізу електромагнітних процесів у електричних колах змінної структури з напівпровідниковими комутаторами та ланками широтно-імпульсного регулювання фазних синусоїдних і постійних напруг трифазної мережі. Зокрема, виконано аналіз електромагнітних процесів у електричних колах височастотних напівпровідникових перетворювачів з дев'ятизонним широтно-імпульсним регулюванням фазних напруг трифазної мережі для реалізації електроживлення електротехнологічного навантаження за зміни його параметрів у широких межах.

Фінансується за держбюджетною темою «Розвинути теорію імпульсних і височастотних 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. Nguyen P.K., Sungho J., Berkowitz A.E. MnBi particles with high energy density made by spark erosion. *Journal of Applied Physics*, 2014. Vol. 115. No 17. Pp. 17A756 – 1.
2. Shcherba A.A., Kosenkov V.M., Bychkov V.M. Mathematical closed model of electric and magnetic fields in the discharge chamber of an electrohydraulic installation. *Surface Engineering and Applied Electrochemistry*, 2015. Vol. 51. Iss. 6. Pp. 581 – 588.
3. Щерба А.А., Супруновская Н.И., Иващенко Д.С. Моделирование нелинейного сопротивления электроискровой нагрузки с учетом его изменения при протекании и отсутствии разрядного тока в нагрузке. *Технічна електродинаміка*. 2014. № 5. С. 23 – 25.
4. Супруновская Н.И., Щерба А.А. Закономерности изменения потерь энергии в RL-цепях, соединяющих конденсаторы, заряженные до разных напряжений. *Технічна електродинаміка*. 2015. № 6. С. 3 – 7.
5. Макаренко М.П., Сенько В.І., Юрченко М.М. Системний аналіз електромагнітних процесів у напівпровідникових перетворювачах електроенергії. К.: ІЕД НАН України, 2005. 241 с.
6. Щерба А.А., Подольцев А.Д., Кучерявая И.Н., Ушаков В.И. Компьютерное моделирование электротепловых процессов и термомеханических напряжений при индукционном нагреве движущихся медных слитков. *Технічна електродинаміка*, 2013. № 2. С. 10 – 18.
7. Михайленко В.В. Метод багатопараметричних функцій для аналізу перехідних процесів в електричних колах з напівпровідниковими комутаторами. *Енергосбережение, Энергетика, Энергоаудит. Спец. Выпуск*. 2013. Т.2. № 8 (114). С. 56 – 59.
8. Сенько В.І., Михайленко В.В., Юрченко М.М., Юрченко О.М., Чуняк Ю.М. Аналіз електромагнітних процесів у колах з напівпровідниковими перетворювачами з сімнадцятизонним регулюванням вихідної напруги. *Технічна електродинаміка*. 2016. № 5. С. 23 – 25.
9. Sinha G. Lipo T.A. A four level inverter based drive with a passive front end. *Proc. IEEE Power Electronics Specialists Conference. IEEE-PESC'99 Conf. Charleston, SC, USA, 1999*. Pp. 590 – 595.
10. Zarri, L., Mengoni, M., Toni, A. and Ojo, J.O. Range of the Linear Modulation in Matrix Converters. *IEEE Trans. On Power Electronics*, 2014. Vol. 29. No 6. Pp. 3166 – 3178.

УДК 621.314

ПЕРЕХОДНЫЕ ПРОЦЕССЫ В ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ ЦЕПЯХ ПОЛУПРОВОДНИКОВЫХ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЕЙ С ДЕВЯТИЗОННЫМ РЕГУЛИРОВАНИЕМ НАПРЯЖЕНИЯ НА ЭЛЕКТРОТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ НАГРУЗКЕ

В.И. Сенько¹, докт. техн. наук., В.В. Михайленко¹, канд. техн. наук., С.С. Розискулов², С.А. Бурьян¹, Ю.М. Чуняк¹

¹ – Национальный технический университет Украины "Киевский политехнический институт имени Игоря Сикорского",

пр. Победы, 37, Киев, 03056, Украина, e-mail: VladislavMihailenko@i.ua

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

Виконано моделювання і аналіз установившихся і перехідних процесів в трьохфазних електричних цепях з напівпровідниковими перетворювачами, які використовують дев'ятизонне регулювання напруги на електротехнологічній навантаженні, представленій активно-індуктивним опором. Моделювання проведено з використанням методу багатопараметричних функцій, що дозволило спростити складання алгоритмічних рівнянь для аналізу електромагнітних процесів в перетворювачах, в електричних цепях яких можуть знаходитися більше двох незалежних реактивних елементів. Без урахування втрат електроенергії в напівпровідникових коммутаторах перетворювачів показані особливості використання фазних напруг мережі електроживлення для реалізації дев'ятизонного регулювання їх вихідного напруги. Приведені графіки, що відображають особливості регулювання такої напруги на електротехнологічній навантаженні. Бібл. 10, рис. 3.

Ключевые слова: вихідна напруга і ток, метод багатопараметричних модулюючих функцій.

TRANSIENT PROCESSES IN ELECTRIC CIRCUITS OF SEMICONDUCTOR CONVERTERS WITH NINE ZONED REGULATION OF VOLTAGE ON ELECTROTECHNOLOGICAL LOAD

V.I. Senko¹, V.V. Mykhailenko¹, S.S. Roziskulov², S.A. Buryan¹, J.M. Chunyak¹

¹ – National Technical University of Ukraine "Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute",
pr. Peremogy, 37, Kyiv, 03056, Ukraine, e-mail: VladislavMihailenko@i.ua

² – Institute of Electrodynamics of National Academy of Sciences of Ukraine,
pr. Peremohy, 56, Kyiv, 03057, Ukraine.

The simulation and analysis of steady-state and transient processes in three-phase electrical circuits with semiconductor converters using nine-zone voltage regulation on the electro-technological load in the form of active-inductive resistance is carried out. The simulation was carried out using the method of multivariable functions, which made it possible to simplify the view of algorithmic equations for the analysis of electromagnetic processes in converters whose electrical circuits can contain more than two independent reactive elements. Without taking into account the power losses in semiconductor switches of the converters, the features of using the phase voltages of the power supply network to realize the nine-zone regulation of their output voltage are shown. The graphs reflecting the features of regulation of this voltage on the electrotechnological load are given. Ref. 10, fig. 3.

Keywords: output voltage and current, method multivariable modulating function.

1. Nguyen P.K., Sungho J., Berkowitz A.E. MnBi particles with high energy density made by spark erosion. *Journal of Applied Physics*. 2014. Vol. 115. No 17. Pp. 17A756 – 1.
2. Shcherba A.A., Kosenkov V.M., Bychkov V.M. Mathematical closed model of electric and magnetic fields in the discharge chamber of an electrohydraulic installation. *Surface Engineering and Applied Electrochemistry*. 2015. Vol. 51. Iss. 6. Pp 581 – 588.
3. Shcherba A.A., Suprunovska N.I., Ivashchenko D.S. Modeling of nonlinear resistance of electro-spark load taking in to account its changes during discharge current flowing in the load and at zero current in it. *Tekhnichna Elektrodynamika*. 2014. No 5. Pp. 23 – 25. (Rus)
4. Suprunovska N.I., Shcherba A.A., Ivashchenko D.S., Beletsky O.A. Processes of energy exchange between nonlinear and linear links of electric equivalent circuit of supercapacitors. *Tekhnichna Elektrodynamika*. 2015. No 5. Pp. 3 – 11. (Rus)
5. Makarenko M.P., Senko V.I., Yurchenko M.M. System analysis of electromagnetic processes in semiconductor converters of electric power. Kyiv: IED NAN Ukrainy, 2005. 241 p. (Ukr)
6. Shcherba A.A., Podoltsev O.D., Kucheriava I.M., Ushakov V.I. Computer Modeling of Electrothermal Processes and Thermomechanical Stress at Induction Heating of Moving Copper Ingots. *Tekhnichna Elektrodynamika*. 2013. No 2. Pp. 10 – 18. (Rus)
7. Mykhailenko V.V. Method much parametric functions for analysis of the connecting processes in electric circuit with semiconductor commutator. *Energy Saving, Energy, Energy Audit. Special Issue*. 2013. V.2. No 8 (114). Pp. 56 – 59. (Ukr).
8. Senko V.I., Mykhailenko V.V., Yurchenko M.M., Yurchenko O.M., Chunyak J.M. Analysis of the electromagnetic processes in circuit with semiconductor converter with seventeen zoned regulations of the output voltage. *Tekhnichna elektrodynamika*. 2016. No 5. Pp. 23 – 25. (Ukr).
9. Sinha G. Lipo T.A. A four level inverter based drive with a passive front end. *Proc. IEEE Power Electronics Specialists Conference. IEEE-PESC'99 Conf.* Charleston, SC, USA, 1999. Pp. 590 – 595.
10. Zarri, L., Mengoni, M., Toni, A. and Ojo, J.O. Range of the Linear Modulation in Matrix Converters. *IEEE Trans. On Power Electronics*, 2014. Vol. 29. No 6. Pp. 3166 – 3178.

Надійшла 19.04.2018

Received 19.04.2018

ВИМІРЮВАННЯ ТА ДІАГНОСТИКА В ЕЛЕКТРОЕНЕРГЕТИЦІ

УДК : 621.317.39; 621.317.3.

DOI: <https://doi.org/10.15407/publishing2019.53.080>

КОНТРОЛЬ ЗУСИЛЬ У СТЯЖНИХ ПРИЗМАХ ОСЕРДЯ СТАТОРА ПОТУЖНИХ ГЕНЕРАТОРІВ З ВИКОРИСТАННЯМ ЄМНІСНИХ СЕНСОРІВ

А.С. Левицький, докт. техн. наук
Інститут електродинаміки НАН України,
пр. Перемоги, 56, Київ, 03057, Україна,
e-mail: lev@ied.org.ua

Наведено основні результати, отримані у відділі електричних та магнітних вимірювань ІЕД НАН України під час виконання прикладної науково-дослідної роботи «Створення ємнісних вимірювачів зусиль у стяжних призмах осердя статора потужного турбогенератора». Показано, що ємнісний метод вимірювання зусиль з встановленням первинних перетворювачів під стяжні гайки осердя статора має переваги в порівнянні з іншими методами завдяки високим метрологічним характеристикам та завадостійкості. Описано основні результати досліджень елементів первинних перетворювачів зусиль: диференціальних та напівдиференціальних ємнісних сенсорів зі змінним зазором і трубчастого силосприймального елемента. Наведено огляд розроблених принципових електричних схем вторинних перетворювачів, які забезпечують необхідні характеристики перетворення «ємність сенсора зусиль – вихідний електричний сигнал». Наведено результати створення вимірювачів ходу тарілчастих пружин у силових акумуляторах (СА) системи стабілізації тиску пресування осердя статора потужного ТГ. У вимірювачах застосовано багатоелементні ємнісні сенсори з концентричними компланарними електродами. Вимірювання величини ходу тарілчастих пружин СА дає можливість оцінити зусилля в стяжних призмах. Бібл. 19, рис. 8.

Ключові слова: потужний генератор, осердя статора, стяжна призма, зусилля, силовий акумулятор, вимірювач, ємнісні сенсори.

У статті викладено основні результати досліджень прикладної науково-дослідної роботи «Створення ємнісних вимірювачів зусиль у стяжних призмах осердя статора потужного турбогенератора», отримані під час виконання теми «Контроль-М». Науковий керівник теми – докт. техн. наук Левицький А. С. Відповідальні виконавці: докт. техн. наук А. І. Новік; канд. техн. наук Є. О. Зайцев; канд. техн. наук П. І. Борщов.

Метою науково-дослідної роботи було створення та експериментальна перевірка ємнісного вимірювача зусиль у стяжних призмах осердя статора в потужних турбогенераторах.

У процесі виконання роботи необхідно було провести ряд теоретичних та експериментальних досліджень: первинних перетворювачів зусиль з ємнісним сенсором, пружних силосприймальних елементів первинних перетворювачів, вторинних перетворювачів сигналів ємнісних сенсорів (із забезпеченням вибухобезпеки), ємнісних вимірювачів ходу тарілчастих пружин у силових акумуляторах стабілізації зусиль у стяжних призмах осердя.

Актуальність роботи визначалась зростанням вимог до систем моніторингу та діагностики потужних генераторів для забезпечення їхньої надійної та безаварійної роботи, об'єктивної оцінки технічного стану машин, що дозволяє перехід від планових ремонтів до ремонтів за технічним станом.

Вступ. В електроенергетиці важливим аспектом експлуатації потужних генераторів ТЕС, ГЕС, ГАЕС і АЕС є контроль їх робочого стану. Виявлення дефектів, які з'являються під час роботи машини на початковій стадії їх появи і розвитку, а також своєчасне прийняття правильних рішень з їх ліквідації до виникнення аварійної ситуації забезпечує високий коефіцієнт готовності, скорочення часу простою, зниження витрат на ремонти. В Україні проблема особливо загострюється через тривалий термін експлуатації генераторного обладнання електростанцій.

Вирішення складної і відповідальної проблеми, якою є оцінка стану і працездатності потужного генератора, може бути знайдено лише через систему контролю та діагностики, яка має містити в собі ефективні методи і засоби виявлення дефектів, особливо під час роботи машини. Одним із головних шляхів поліпшення методів контролю і діагностики потужних генераторів є вдосконалення існуючих та розробка нових вимірювачів контрольно-діагностичних параметрів і організація їх промислового виробництва. Вдосконалення вимірювачів у першу чергу зводиться до поліпшення їх технічних характеристик, насамперед їх точності, роздільної здатності, завадостійкості та надійності [1, 2].

У статорі потужного турбогенератора основним вузлом є осердя, яке становить близько 2/3 його маси. Механічною властивістю осердя статора, що визначає його працездатність, є наданий йому під час виготовлення стан пружного стиснення. Згодом, внаслідок експлуатаційних навантажень, виникає зниження зусиль, що стискають осердя. Це призводить до втрати запасу працездатності і є потенційною причиною небезпечних ушкоджень статора: розпушування зубців крайніх пакетів, викришування фрагментів листів активної сталі, місцевого замикання листів і нагрівання пакетів тощо [3].

Під час виготовлення необхідна щільність осердя статора потужного турбогенератора забезпечується його пресуванням. У спресованому стані осердя утримується завдяки натискним фланцям (плитам) та стяжним призмам. Вимірювання зусиль у стяжних призмах дозволяє контролювати стан спресованості осердя, а також дає змогу регулювати ступінь затягування призм гайками для забезпечення рівномірності розподілу між призмами зусиль віддачі активної сталі осердя, що виникає після зняття тиску пресу [4, 5, 6].

Нині існуючі методи та засоби вимірювання зусиль у стяжних призмах осердя статора потужних генераторів через різні причини не відповідають сучасним вимогам, і дослідження зі створення таких вимірювачів є актуальними.

Результати досліджень. Зручним способом вимірювання зусиль у призмах є застосування перетворювачів, що встановлюються під стяжні гайки. У цьому випадку зусилля в стяжній призмі сприймається спеціальним пружним чутливим елементом (ПЧЕ) і

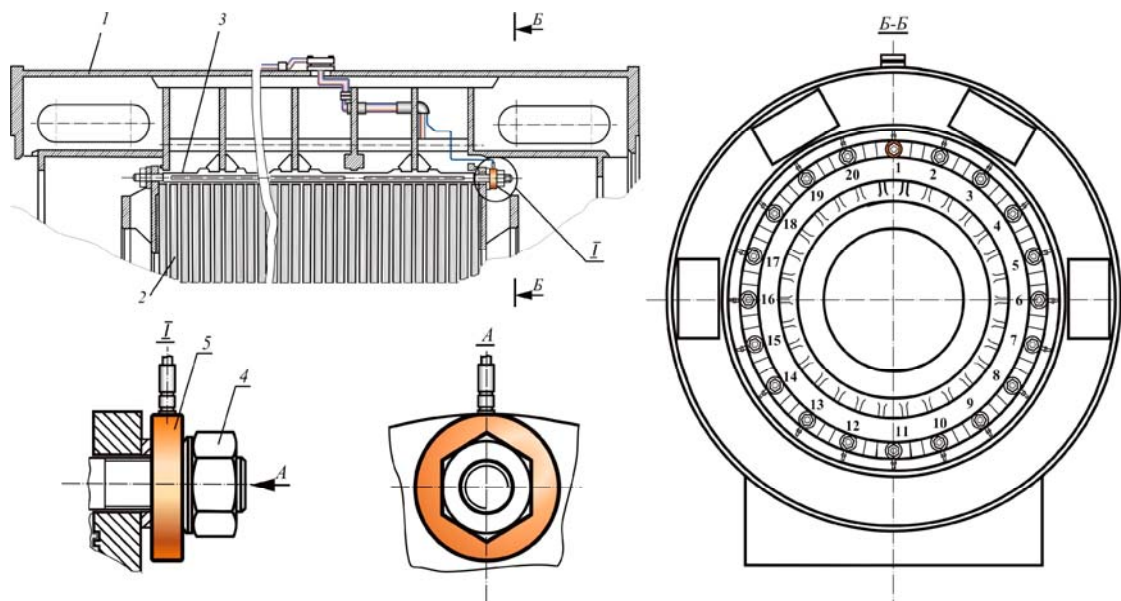


Рис. 1

перетворюється в пропорційний інформаційний сигнал. ПЧЕ є механічною, а перетворювач сигналу – електричною частиною вимірювача. Використання сучасних електровимірювальних засобів, таких як перетворювачі сигналів, дозволяє перетворення вимірюваної величини з досить високою точністю. Зазвичай сенсори розміщуються під кожною гайкою з обох сторін машини, що дає змогу отримати досить повну картину стану пресування осердя.

На рис. 1 показано розміщення перетворювачів зусиль на статорі потужного турбогенератора (ТГ), де 1 – статор ТГ; 2 – осердя статора; 3 – стяжна призма; 4 – стяжна гайка; 5 – перетворювач зусиль.

Існують такі основні типи перетворювачів: тензометричні, волоконно-оптичні та ємнісні [7]. У процесі виконання роботи було досліджено перетворювачі зусиль з ємнісним диференціальним сенсором та ємнісним напівдиференціальним сенсором. Принцип дії обох типів сенсорів заснований на вимірюванні зміни електричної ємності плоско паралельного конденсатора в разі зміни його зазору, викликаного поздовжньою деформацією ПЧЕ.

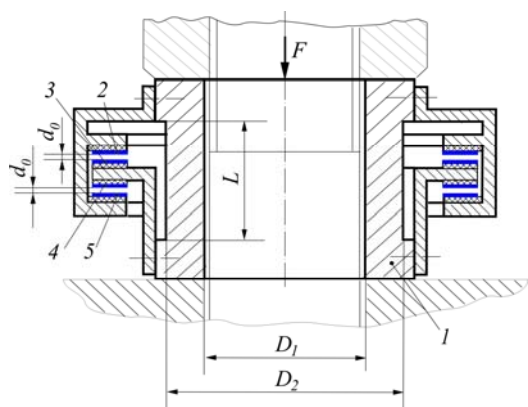


Рис. 2

Конструктивну схему перетворювача з диференціальним ємнісним сенсором зі змінним зазором зображено на рис. 2, де 1 – ПЧЕ, 2, 3, 4 і 5 – електроди складових вимірювальних конденсаторів, d_0 – початкові зазори в конденсаторах, D_1, D_2 і L – розміри ПЧЕ, F – сила стиснення ПЧЕ. Під дією сили F , яка рівна зусиллю в стяжній призмі, змінюється величина ділянки L ПЧЕ і, відповідно, змінюються зазори $d_0 + \Delta d$ і $d_0 - \Delta d$. Сила стиснення F пружного елемента визначиться як

$$F = \frac{d_0(D_2^2 - D_1^2)E}{4L} \cdot \frac{C_{1X} - C_{2X}}{C_{1X} + C_{2X}},$$

де E – модуль пружності матеріалу ПЧЕ,

C_{1X}, C_{2X} – ємності частин диференціального конденсатора, виміряні після стиснення ПЧЕ.

На рис. 3 показано конструктивну схему перетворювача з напівдиференціальним ємнісним сенсором, де 1 – пружний ПЧЕ; 2 і 3 – електроди змінного робочого конденсатора; 4 і 5 – електроди постійного еталонного конденсатора. Розміри електродів 2, 3, 4 і 5, а також зазори між ними d_1, d_2 підбираються такими, щоб ємність C_{10} робочого змінного конденсатора в початковому положенні (тобто за відсутності зусиль стиснення) була приблизно рівною ємності постійного $C_{20} \approx C_{\text{const}}$. Для напівдиференціальних сенсорів зазвичай застосовують вторинні вимірювальні перетворювачі, що реалізують функцію перетворення у вигляді відношення C_{1X}/C_{20} (C_{1X} – змінна ємність робочого конденсатора). Тоді сила

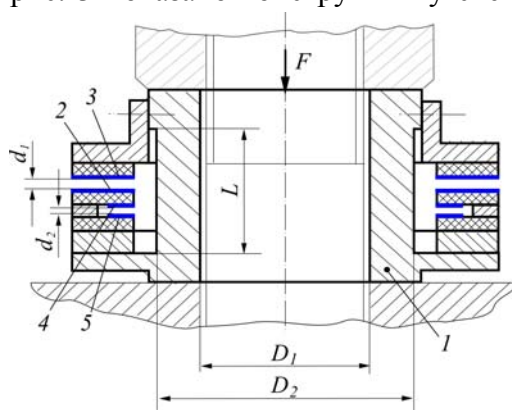


Рис. 3

F визначиться як

$$F = \frac{kE(D_2^2 - D_1^2)}{4L} \cdot \left(1 - \frac{C_{20}}{C_{1X}}\right).$$

У результаті досліджень ПЧЕ було встановлено [11], що зовнішній діаметр D_2 ПЧЕ за внутрішнього діаметра D_1 (рис. 2 і 3), обумовленого діаметром стяжної призми та механічними характеристиками його матеріалу, може бути визначений за формулою

$$D_2 \geq \sqrt{\frac{4F_{\max}}{|\sigma_P|\pi} + D_1^2} \geq \sqrt{\frac{4F_{\max}}{\pi(0,2 \div 0,5)\sigma_{0,01}} + D_1^2},$$

де $F_{\max}$ – максимально можливе зусилля в стяжній призмі, σ_P – границя пропорційності матеріалу ПЧЕ, тобто значення напруги, до якого дійсний закон Гука, $\sigma_{0,01}$ – напруга, яка після зняття навантаження дає залишкову відносну деформацію, рівну 0,01. Також оцінено відносну похибку δ_{Π} ПЧЕ [7], яка виникає через зміну поперечного перерізу ПЧЕ у відповідності з коефіцієнтом Пуассона. Вона складає

$$\delta_{\Pi} = \left(1 - \frac{1}{(1 + 0,3\varepsilon_{\Pi})^2} \right) \cdot 100\%,$$

де $\varepsilon_{\Pi} = \frac{4F}{\pi(D_2^2 - D_1^2)E}$ – відносна поздовжня деформація ПЧЕ.

Було запропоновано метод корекції похибки від перекосу рухомого концентричного електрода робочого вимірювального конденсатора в напівдиференціальному сенсорі зусиль [8]. Причинами виникнення цього перекосу, що визначається кутом α , є технологічні похибки виготовлення елементів стяжних конструктивних елементів (кінцевих частин призми з різьбленням, торців стяжних гайок), а також можливі неточності юстирування в процесі монтажу електродів ємнісного сенсора (рис. 4). Тому один з кільцевих електродів конденсатора було розділено на два концентричні кільця, що утворюють з протилежним (суцільним кільцем) два конденсатори – основний (ємністю C_1) і коректувальний (ємністю C_2) (рис. 4).

Причому співвідношення розмірів кілець, вибрані з умови $p = \left((1 + m^4)/2 \right)^{0,25}$ ($p = \frac{r_2}{r_1}$; $m = \frac{r_3}{r_1}$; r_1 – внутрішній радіус кільцевого робочого електрода; r_2 – радіус кільцевої лінії розділу концентричного робочого електрода; r_3 – зовнішній радіус кільцевого робочого електрода), зменшує похибку в сотні разів. За таких розмірів похибка інформативного параметру перетворення $p = \frac{C_0}{C_1 - C_2}$ (C_0 – ємність зразкового конденсатора) зменшується в сотні разів.

Для роботи з первинними перетворювачами зусиль на базі диференціальних і напівдиференціальних ємнісних сенсорів було розроблено і досліджено компенсаційно-мостовий вторинний вимірювальний перетворювач, що забезпечує відносну приведену похибку вимірювання, яка не перевищує $\pm 0,5\%$, та високий поріг чутливості щодо початкового значення інформативного параметра на рівні $4 \cdot 10^{-5}$ [9]. Для вирішення завдання забезпечення високої відносної чутливості було застосовано поєднання початкового зрівноваження вимірювального ланцюга за допомогою цифро-аналогового перетворювача (ЦАП) з подальшим аналого-цифровим перетворенням (АЦП) змін інформативного параметра сенсора, що відображають зміни вимірюваної величини. Функціональну схему вторинного вимірювального перетворювача комбінованого типу з тестовим сигналом у вигляді періодичних імпульсів «меандр» показано на рис. 5, де позначено: ДОН – джерело опорної постійної напруги, К1 та К2 – комутатори, П – підсилювач сигналу нерівноваги вимірювального кола, ФЧД –

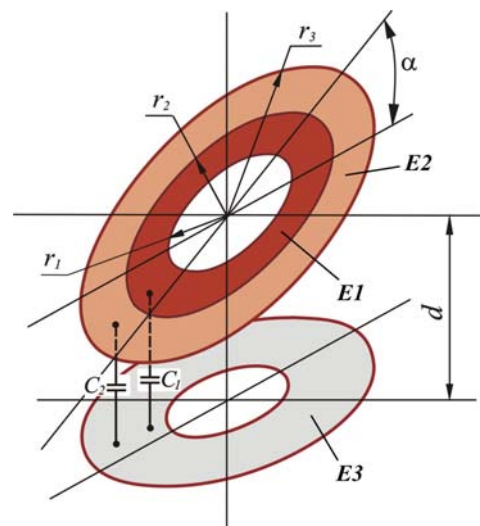


Рис. 4

фазочутливий детектор, АЦП – аналого-цифровий перетворювач, ЦАП – цифро-аналоговий перетворювач, СЗВ – система зрівноважування – вимірювання.

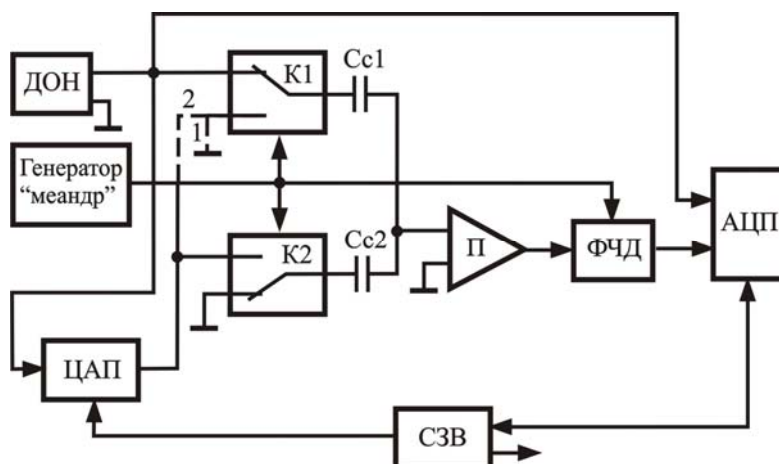


Рис. 5

У разі роботи перетворювача з напівдиференціальним сенсором комутатор K1 підключається на нижній контакт «1», а при роботі з диференціальним сенсором – на верхній «2». Для мінімізації апаратних затрат та потужності живлення пристрій реалізовано на мікропроцесорі серії ARM типу STM32F100C4, що має в своєму складі ЦАП і АЦП. Крім того, функції деяких вузлів, зокрема комутаторів та фазочутливого детектора, передано програмі мікропроцесора.

Було розроблено схему вторинного перетворювача для зазначених ємнісних сенсорів зусиль, в якій використано спеціалізовану мікросхему AD7746 (конвертор типу CDC – Capacitance-to-Digital Converter) та мікроконтролер типу ATmega16L [10]. Функціональну схему такого перетворювача показано на рис. 6, де C_W і C_R – ємності сенсора, C_{S1} , C_{S2} – паразитні ємності, які шунтують робочі ємності сенсора і призводять до похибок вимірювання.

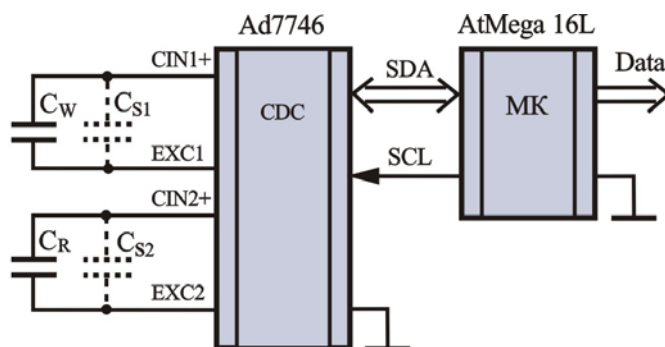


Рис. 6

Використання перетворювача такого типу дає змогу зменшити вплив паразитних ємностей C_{S1} і C_{S2} ліній зв'язку, тому що його частина (з мікросхемою AD7746) через свою компактність може бути розташована прямо на електродах ємнісних сенсорів або безпосередньо поруч із ними. Це дуже важливо, так як ємності конденсаторів сенсора – невеликі.

Оцінено вибухобезпечність пристроїв для вимірювання зусиль у призмах, де реалізуються розроблені електричні схеми в процесі їх використання на ТГ з водневою

системою охолодження [11]. Оцінки виконано для двох конструктивних варіантів: а) сенсор розміщено у вибухонебезпечній зоні, тобто всередині ТГ, а вторинний вимірювальний перетворювач – за її межами; б) сенсор і вторинний вимірювальний перетворювач знаходяться у вибухонебезпечній зоні. Показано, що пристрої за вибухобезпекою за умови використання застосованих у схемах елементів відповідають вимогам міжнародних та вітчизняних стандартів [11].

Розроблено принципи побудови, функціональні та принципові схеми гібридного волоконно-оптичного вимірювача (ГВОВ) зусиль [12, 13, 14]. Пристрій ГВОВ містить волоконно-оптичний кабель (ВОК) як середовище передачі вимірювальної інформації і традиційні ємнісні сенсори як чутливі елементи (первинні перетворювачі). Застосування ВОК дає змогу досягти: для ліній зв'язку дистанційності вимірювань до сотень метрів; високого рівня захищеності від впливу зовнішніх електромагнітних полів і міжканальних наведень; зменшення габаритів і маси в порівнянні з металевими лініями провідного зв'язку в 3 – 5 разів; вибухобезпеки в середовищі з температурою самозаймання 450 – 600 °С (суміш водню, метану, пропану і подібних газів з повітрям); відсутності ймовірності короткого замикання тощо. Застосування ємнісних сенсорів забезпечує високі метрологічні характеристики перетворення «зусилля в призмі – інформаційний сигнал» при стійкості до впливу електромагнітних полів. Окрім того, ємнісні сенсори легко піддаються розрахунку та відтворенню, в тому числі за умов масового і серійного виробництва, вони нескладні у виготовленні, налагодженні та налаштуванні.

Живлення ГВОВ може здійснюватися двома способами: а) за допомогою гальванічного джерела (батарей), розташованого поруч із сенсором на ТГ; б) за допомогою енергії, що передається через багатомодовий волоконно-оптичний кабель. Схему ГВОВ зусиль з живленням через волоконно-оптичний кабель показано на рис. 7.

Основними складовими частинами ГВОВ є такі: чутливий елемент ЧЕ з ємнісним сенсором C_x та перетворювачем ємність-код (ПЄК); перетворювач напруга-світло (ПНС); блок перетворення та живлення БП з перетворювачем світло-напруга ПСН та перетворювачем код-світло (ПКС); перетворювач світло-код (ПСК); мікроконтролер (МК). Отримані результати вимірювання зусиль можуть бути відображені шляхом застосування персонального комп'ютера ПК. Живлення до вимірювального перетворювача ПЄК надходить від перетворювача напруга-світло ПНС через волоконно-оптичний кабель живлення (ВОКЖ) та блок перетворення (БП). Перетворювачі ПСК та ПКС з'єднані між собою волоконно-оптичним кабелем керування ВОКК та волоконно-оптичним кабелем передавання даних (ВОКД).

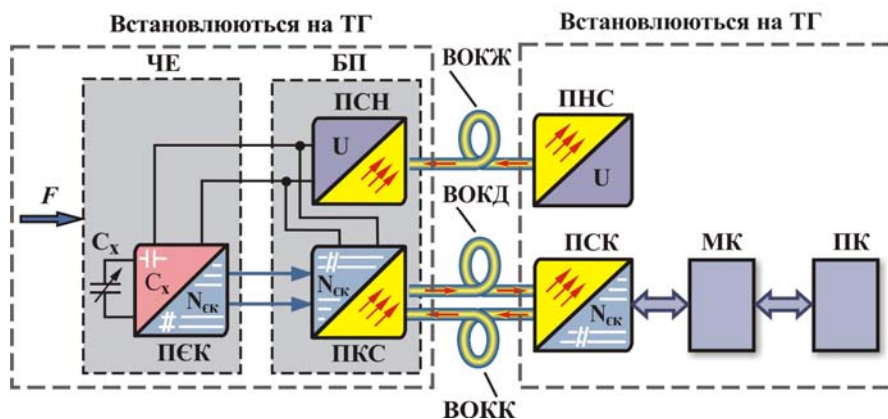


Рис. 7

Одним із способів, що використовується для відновлення і стабілізації тиску пресування осердя статора ТГ, є застосування силових акумуляторів (СА) з блоками тарілчастих пружин [4, 15, 16, 17]. Пружини СА перед встановленням на статор стискуються

і фіксуються в такому стані. Після встановлення на призмі статора ТГ пружини СА звільняються і передають запас своєї енергії через натискну плиту активній сталі осердя. У процесі експлуатації через зношення покриття листів осердя під дією СА натискна плита зміщується. По її зміщенню, яке дорівнює ходу тарілчастих пружин в СА, оцінюється стан спресованості осердя і величина зусилля в призмах.

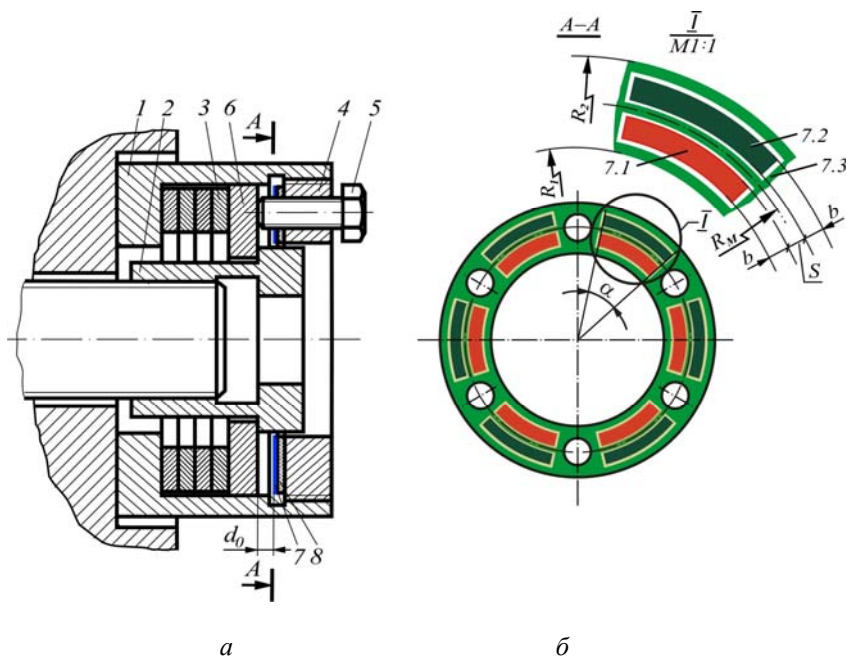


Рис. 8

В роботах [18, 19] наведено результати досліджень зі створення СА з ємнісним багатоелементним сенсором ходу тарілчастих пружин та вторинним вимірювальним перетворювачем на базі інтегральної мікросхеми AD7745/46 фірми Analog Devices. Конструктивну схему СА показано на рис. 8, а, а багатоелементний ємнісний сенсор з компланарними концентричними електродами – на рис. 8, б. СА складається з корпусу 1, гайки 2, тарілчастих пружин 3, упорного кільця, фіксуючих болтів 5, натискного кільця 6, діелектричної пластини 8, яка жорстко з'єднана з упорним кільцем 4. Пластина 8 містить електропровідний тонкий шар 7 (наприклад, мідний, коли пластина 8 виготовляється з фольгованого склотекстоліту). У провідному кільцевому шарі 7 сформовано (зазвичай методом фотолітографії) N ($1 \leq i \leq N$) елементарних ємнісних сенсорів з компланарними електродами, які є частинами концентричних кіл. Кожний елементарний сенсор складається з таких основних частин: високопотенціального електрода 7.1 шириною b , низькопотенціального електрода 7.2 шириною b , між якими розміщено заземлений охоронний електрод 7.3 шириною s . Радіус середньої лінії електродів 7.1, 7.2 і 7.3 дорівнює R_M .

Під час розпрямлення тарілчастих пружин змінюється відстань d_X між поверхнею сенсорів, які сформовані в провідному шарі 7, та торцевою поверхнею кільця 6 і, відповідно, змінюється ємність $C_{7.1,7.2}$ між електродами 7.1 і 7.2 (рис. 8, б). Враховуючи ємність $C_{7.1,7.2}$, механічну характеристику блоку пружин та величину d_X , визначають зусилля в стяжній призмі. Ємність $C_{7.1,7.2}$ складає

$$C_{7.1,7.2} = \varepsilon_0 \varepsilon_r \frac{\alpha}{\pi} N R_M \cdot \ln \frac{\left(\operatorname{th} \frac{\pi s}{4d_X} + \operatorname{th} \frac{\pi(s+2b)}{4d_X} \right)^2}{4 \operatorname{th} \frac{\pi(s+2b)}{4d_X} \operatorname{th} \frac{\pi s}{4d_X}},$$

де ε_r – діелектрична проникність повітря; N – кількість елементарних ємнісних сенсорів; α – кутовий розмір елементарного сенсора; R_M – радіус середньої лінії розміщення електродів 7.2, 7.2 і 7.3.

За результатами виконання НДР опубліковано 22 наукові праці, в тому числі 12 статей, 3 заявки на патент України, 7 тез доповідей на міжнародних конференціях.

Висновки. Отримані результати досліджень дозволяють створити сучасні, недорогі, з високими характеристиками вимірювачі зусиль у стяжних призмах осердя статора потужних генераторів, що дає змогу покращити системи контролю та діагностики цих машин і таким чином підвищити їхню надійність.

Результати досліджень будуть використані на Державному підприємстві «Завод Електроважмаш» (м. Харків) у процесі модернізації ТГ типу ТГВ-200, а також при створення нових типів ТГ.

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

1. Алексеев Б. А. Определение состояния (диагностика) крупных турбогенераторов. М.: Изд-во НЦ ЭНАС, 2001. 152 с.
2. Левицький А.С., Федоренко Г.М., Грубой О.П. Контроль стану потужних гідро- та турбогенераторів за допомогою ємнісних вимірювачів параметрів механічних дефектів. Київ : Ін-т електродинаміки НАН України, 2011. 242 с.
3. Голоднова О. С., Ростик Г. В. О причинах повреждений торцевых зон сердечников статоров турбогенераторов и мерах по их предупреждению. *Энергетик.* 2005. № 1. С. 17 – 20.
4. Зозулін Ю. В., Антонов О. Є., Бичік В. М. та ін. Створення нових типів та модернізація діючих турбогенераторів для теплових електричних станцій. Харків: ПФ «Колегіум», 2011. 228 с.
5. Шторгин А.В. Научно-технические мероприятия по уменьшению повреждаемости статоров мощных турбогенераторов, вызванной вибрацией в торцевых зонах: Дис. ... канд. техн. наук: 05.11.05. Электрические машины и аппараты. К., 2015. 161 с.
6. Livshits A. L., Kobzar K. A., Shpatenko V. S., Kuzmin V. V. Innovations in turbogenerator stator rehabilitation at site of installation. URL: https://cigreindia.org/CIGRE%20Lib/CIGRE-Paris-Session-2014-papers-Report/A1/A1_207_2014.pdf (accessed 18.05.2019).
7. Левицький А.С., Зайцев Є.О., Смирнова А.М. Пружний елемент перетворювача зусиль в стяжних призмах осердя статора потужного турбогенератора. *Праці Інституту електродинаміки Національної академії наук України.* 2018. Вип. 49. С. 32 – 39.
8. Левицький А.С., Новик А.І., Зайцев Е.А. Їмкостний датчик зусиль в стяжних призмах статора турбогенератора с компенсацией погрешности от перекося электродов. *Праці Інституту електродинаміки Національної академії наук України.* 2017. Вип. 48. С. 126 – 132.
9. Борщов П.І., Левицький А.С. Ємнісні вимірювачі зусиль в стяжних призмах осердя статора потужних турбогенераторів. *Вимірювальна та обчислювальна техніка в технологічних процесах.* 2017. № 3. С.69 – 75.
10. Левицький А. С., Новик А. И., Зайцев Е. А. Цифровой ёмкостный измеритель усилий в стяжных шпильках сердечника статора генератора на основе конвертора AD7745/46. *Гідроенергетика України.* 2018. № 1–2. С. 66 – 69.
11. Левицький А.С., Борщов П. І. Вибухобезпечний вимірювач зусиль в стяжних призмах генератора. *Гідроенергетика України.* 2018. № 3 – 4. С. 39 – 41.
12. Зайцев Є.О., Левицький А.С. Способи живлення гібридних волоконно-оптичних вимірювачів контрольно-діагностичних параметрів гідроенергетиків. *Гідроенергетика України.* 2017. № 1 – 2. С.14 – 19.
13. Зайцев Є. О. Левицький А.С., Жукинський І. М., Кромплєс Б. А. Перетворювач інформаційних сигналів для гібридних оптоелектронних вимірювачів переміщень. *Вимірювальна та обчислювальна техніка в технологічних процесах.* 2017. № 4. С. 31 – 37.

14. Левицкий А. С., Зайцев С. О. Гибридные волоконно-оптические измерители контрольно-диагностических параметров гидрогенераторов. *Гідроенергетика України*. 2016. № 3 – 4. С. 32 – 33.
15. Иванов В. В., Петров В. Н., Ростик Г. В. О способе стабилизации плотности прессования активной стали турбогенераторов. *Енергетик*. 2009. № 8. С. 29 – 30.
16. Jovanovska Vangelica, Mila Arapcheska. Increasing the Power of the Turbogenerator in the Process Of Modernization in the Mining and Energy Industry. *International Journal of Innovative Science, Engineering & Technology*. 2015. Vol. 2 Issue 2. Pp. 162 – 166.
17. Paspalovski Toni, Jovanovska Vangelica. Partial Replacement of the Active Steel on the Turbogenerator End Zone. *Termotechnika*. 2015. XLI, 1. Pp. 1 – 7.
18. Левицкий А. С., Зайцев Е. А., Кобзарь К. А. Измерение хода тарельчатых пружин в силовых аккумуляторах сердечника статора турбогенератора с помощью емкостного сенсора. *Приборы и методы измерений*. 2018. Т. 9, № 2. С. 214 – 221.
19. Левицкий А. С., Новик А. І., Зайцев Е. А. Емкостный датчик усилий в стяжных призмах статора турбогенератора с компенсацией погрешности от перекоса электродов. *Праці Інституту електродинаміки Національної академії наук України*. 2017. Вип. 48. С. 126 – 132.

КОНТРОЛЬ УСИЛИЙ В СТЯЖНЫХ ПРИЗМАХ СЕРДЕЧНИКА СТАТОРА МОЩНЫХ ГЕНЕРАТОРОВ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ЕМКОСТНЫХ СЕНСОРОВ

А.С. Левицкий, докт. техн. наук
Институт электродинамики НАН Украины,
пр. Победы, 56, Киев-57, 03057, Украина

Приведены основные результаты, полученные в отделе электрических и магнитных измерений ИЭД НАН Украины при выполнении прикладной научно-исследовательской работы «Создание емкостных измерителей усилий в стяжных призмах сердечника статора мощного турбогенератора». Показано, что емкостной метод измерения усилий с установлением первичных преобразователей под стяжные гайки призм сердечника статора имеет преимущества по сравнению с другими методами благодаря высоким метрологическим характеристикам и помехоустойчивости. Описаны основные результаты исследований элементов первичных преобразователей усилий: дифференциальных и полудифференциальных емкостных сенсоров с переменным зазором и трубчатого силовоспринимающего элемента. Определены функции преобразования сенсоров. Приведен обзор разработанных принципиальных электрических схем вторичных преобразователей, обеспечивающих необходимые характеристики преобразования «емкость сенсора усилий – выходной электрический сигнал». Приведены результаты создания емкостных измерителей хода тарельчатых пружин в силовых аккумуляторах (СА) системы стабилизации давления прессовки сердечника статора мощного ТГ. По величине хода тарельчатых пружин определяются усилия в стяжных призмах. Рассчитана функция преобразования многоэлементного емкостного сенсора с концентрическими компланарными электродами. Библ. 19, рис. 9.

Ключевые слова: мощный генератор, сердечник статора, стяжная призма, усилие, силовой аккумулятор, измеритель, емкостные сенсоры.

CONTROL OF EFFORTS IN TIGHTENING PRISMS OF CORE IN POWER GENERATORS WITH USING CAPACITIVE SENSORS

A.S. Levytskyi
Institute of Electrodynamics of the National Academy of Sciences of Ukraine,
pr. Peremohy, 56, Kyiv-57, 03057, Ukraine,
e-mail: e-mail: lev@ied.org.ua

The main results obtained in the department of electrical and magnetic measurements at the Institute of electrodynamics National Academy of Sciences of Ukraine when performing the applied research work “Creation capacitive meters of effort in tightening prisms of stator core of powerful turbogenerator” (TG) are given. It is shown that the capacitive method of measuring forces with the installation of primary transducers under tightening nuts of prisms of the stator core has advantages over other methods due to its high metrological characteristics and noise immunity. The main results of studies of elements of primary transducers of forces are described: differential and semi-differential capacitive sensors with a variable gap and a tubular force-receiving element. Sensors conversion functions are defined. An overview of the created electrical circuits of secondary converters that provide the necessary characteristics of the conversion “capacitance of the force sensor – output electrical signal” is given. The results of the creation of capacitive meter the stroke of cone disk springs in power accumulators (PA) of the pressure stabilization systems of pressing the stator core of a powerful TG are given. The force in the tightening prisms is determining with use value of the stroke of cone disk springs. The function of transformation of multyelement capacitive sensor with concentric coplanar electrodes is calculated. References 19, figures 8.

Keywords: powerful generator, stator core, coupling prism, force, power battery, measuring instrument, capacitive sensors.

1. Alekseev B. A. Determining the status (diagnosis) of large turbogenerators. Moscow: Publishing house ENAS Novation Center, 2001. 152 p. (Rus).
2. Levytskyi A.S., Fedorenko G.M., Gruboj O.P. Control of a state of powerful hydro- and turbine generators with the help of capacitive measuring instruments of the parameters of mechanical defects. Kyiv: Instytut elektrodynamiky NAN Ukrainy. 2011. 242 p. (Ukr).
3. Golodnova O.S., Rostik G.V. On the causes of damage to the end zones of the cores of stators of turbogenerators and measures for their prevention. *Energetic*. 2005. No 1. Pp. 17 – 20. (Rus).
4. Zozulin Yu.V., Antonov O.E., Bichik V.M. and act. Creation of new types and modernization of existing turbogenerators for thermal power stations. Kharkiv, PF «Collegium» Publ. 2011. 228 p. (Ukr).
5. Shtorgin A.V. Technical and scientific measures to reduce a damage to stators of heavy turbogenerators caused by vibration in the end zones: Diss. ... candidate of technical sciences: 05.11.05. Kiev, 2015. 161 p. (Rus).
6. Livshits A. L., Kobzar K. A., Shpatenko V. S., Kuzmin V. V. Innovations in turbogenerator stator rehabilitation at site of installation.
URL: https://cigreindia.org/CIGRE%20Lib/CIGRE-Paris-Session-2014-papers-Report/A1/A1_207_2014.pdf
(accessed 18.05.2019).
7. Levytskyi A.S., Zaitsev I.O., Smyrnova A.M. Elastic sensitive element for force transducers of the effort in powerful turbogenerators stator tightening prisms core. *Pratsi Instytutu elektrodynamiky Natsionalnoi Akademii Nauk Ukrainy*. 2018. Vol. 49. Pp. 32 – 39. (Ukr).
8. Levytskyi A.S., Novik A.I., Zaitsev I.O. Capacity transducers of efforts in turbogenerator stator tightening prisms core with compensation of influence of out-of-parallelism electrodes. *Pratsi Instytutu elektrodynamiky Natsionalnoi Akademii Nauk Ukrainy*. 2017. Vol. 48. Pp. 126 – 132. (Rus).
9. Borschov P.I., Levytskyi A.S. Capacitive measurements of effort in turbogenerator stator tightening prisms core. *Measuring and computing devices in technological processes*. 2017. No 3. Pp. 69 – 75. (Ukr).
10. Levytskyi A.S., Novik A.I., Zaitsev I.O. Digital capacitive force meter in tightening prisms of core stator of generator based on the converter AD7745. *Gidroenergetyka Ukrainy*. 2018. No 1 – 2. Pp. 66 – 69. (Ukr).
11. Levytskyi A.S., Borschov P.I. Explosion-proof meter of effort in tightening prisms of core stator of generator. *Gidroenergetyka Ukrainy*. 2018. No 3 – 4. Pp. 39 – 41. (Ukr).
12. Zaitsev I.O., Levytskyi A.S. Methods of power supply of hybrid fiber optic meters for control and diagnostic parameters of hydrogenerators. *Gidroenergetyka Ukrainy*. 2017. No 1 – 2. Pp. 14 – 19. (Ukr).
13. Zaitsev I.O., Levytskyi A.S., Zhukynyi I.M., Kromplyas B.A. Information signal converter for hybrid optoelectronic displacement meters. *Measuring and computing devices in technological processes*. 2017. No 4. Pp. 31 – 37. (Ukr).
14. Levytskyi A.S., Novik A.I., Zaitsev I.O. Hybrid fiber-optic meters for control and diagnostic parameters of hydrogenerators. *Gidroenergetyka Ukrainy*. 2016. No 3 – 4. Pp. 32 – 33. (Ukr).
15. Ivanov V.V., Petrov V. N., Rostik G.V. About the method of stabilization of the density of extrusion of active steel turbogenerators. *Energetic*. 2009. No 8. Pp. 29 – 30. (Rus).
16. Jovanovska Vangelica, Mila Arapcheska. Increasing the Power of the Turbogenerator in the Process Of Modernization in the Mining and Energy Industry. *International Journal of Innovative Science, Engineering & Technology*. 2015. Vol. 2. Issue 2. Pp. 162 – 166.
17. Paspalovski Toni, Jovanovska Vangelica. Partial Replacement of the Active Steel on the Turbogenerator End Zone. *Termotechnika*. 2015. XLI. 1. Pp. 1 – 7.
18. Levytskyi A.S., Zaitsev I.O., Kobzar K. A. Measuring the stroke of cone disk springs in power accumulators of the turbogenerator stator core using a capacitive sensor. *Devices and Methods of Measurements*. 2018. Vol. 9. No 2. Pp. 121 – 129.
19. Levytskyi A.S., Zaitsev I.O., Titko V. O., Prus V.V. Power accumulators of the turbogenerator stator core with control of the stroke of cone disk springs. *Problemy energoresursozbezpezhennia v elektrotekhnishnykh systemakh. Nauka, osvita i pratyka. Naukove vydannia*. Kremenshuk : KrNU. 2018. No 5. Pp. 114 – 116.

НАУКОВО-ТЕХНІЧНІ ОСНОВИ ПІДВИЩЕННЯ ТОЧНОСТІ ПРЕЦИЗІЙНИХ КОНДУКТOMETРИЧНИХ ВИМІРЮВАНЬ

О.О. Міхаль, докт. техн. наук
Інститут електродинаміки НАН України,
пр. Перемоги, 56, Київ, 03057, Україна,
e-mail: a_mikhal@ukr.net

У роботі розглянуто матеріали досліджень, отриманих під час виконання НДР за темою "Створення науково-методичної бази підвищення точності кондуктометричних вимірювань". Основні науково-технічні результати направлено на подальший розвиток теорії вимірювання імпедансу провідників другого роду з іонним типом провідності і полягають у розробці трьох математичних моделей для обчислення методичної похибки, побудованих на основі коло-польових задач, які дають змогу врахувати викривлення та нерівномірність щільності силових ліній струму, зумовлених змінним характером робочого струму, зокрема впливом векторного магнітного потенціалу, граничними умовами на струмових та потенціальних електродах, реальною геометрією струмових електродів (наявністю отворів та конусних заглиблень); двох методів побудови компенсаційно мостових вимірювальних кіл, що забезпечують інваріантність перетворення до неінформативних параметрів електричної моделі, які співмірні з інформативним параметром або суттєво його перевищують; двох методів визначення основних метрологічних характеристик 6 – 8-декадних трансформаторних мостів для вимірювання опору давачів. Бібл. 12, рис. 13.

Ключові слова: кондуктометрія, комірка, електролітична провідність, похибка, імпеданс.

Світовий океан або тепловий котел АЕС (ТЕС), кров'яну судину або гілку лози можна вважати ємністю, що заповнена електролітом. Електроліт – це розчин солей сильних кислот та основ, що в розчиннику (здебільшого це вода) розпадаються на окремі іони. Тому визначення концентрації солі відіграє надзвичайно важливу роль у дослідженні нових закономірностей, продуктивності та якості технологічних процесів і діагностики в океанології, метеорології, енергетиці, екології, медицині. Наявність іонів у розчині електроліту зумовлює його електричні властивості. Основною електричною характеристикою є питома (для електролітів вона називається електролітична) провідність (ЕП). Між концентрацією та ЕП існує певний зв'язок, який ще наприкінці позаминулого століття досліджував Кольрауш. Нині ЕП є самостійною фізичною величиною, що може бути швидко і точно виміряна електричними методами, які отримали назву кондуктометричних.

Вимірювання ЕП є досить складним процесом, в якому досягнення високої точності ускладнюється впливом факторів, що залежать від фізико-хімічної природи речовин, характерних для іонного типу провідності, інерційності процесів встановлення температурної рівноваги в розчинах, впливом електрохімічних процесів на границях "розчин – електрод" тощо. Універсальна теорія таких процесів до цього часу не розроблена. На фоні постійно зростаючої тенденції – збільшення вимог до метрологічних характеристик засобів вимірювання ЕП – це створює проблеми (знижує якість та достовірність вимірювань) на шляху розвитку галузі вимірювань. Тому актуальними залишаються дослідження, що пов'язані зі створенням науково-методичних основ підвищення точності вимірювання ЕП рідин, які проводять електричний струм.

Для досягнення мети наукові дослідження проводились за трьома напрямками. Їх загальна направленість полягає в необхідності розробки:

1) математичних та електричних моделей кондуктометричних давачів для визначення їх функції перетворення та оцінки методичних похибок, зумовлених різноманітними факторами впливу: нерівномірним розподілом щільності струму в провіднику, геометрією

струмових та потенціальних електродів, реальними співвідношеннями між конструктивними елементами комірки, технологією виготовлення, ефектами шунтування чутливого елемента;

2) методів побудови вимірювальних кіл для зменшення впливу на результат вимірювання неінформативних параметрів;

3) методів визначення надмалих рівнів похибок (адитивної похибки і похибки лінійності) мостів для вимірювання опору за умови, що мір опору відповідної точності не існує.

Суть досліджень тезово можна виразити у такий спосіб.

Прецизійне вимірювання ЕП рідин ґрунтується на рівнянні

$$k = \frac{K(1 + \alpha_{25} T_{25})}{R}, \quad (1)$$

де K – константа комірки, визначається в процесі калібрування або для еталонних комірок у випадку ідеального об'єкта обчислюється за відомими довжиною – L та площею перетину комірки – S , ($K = L/S$); α_{25} – температурний коефіцієнт; T_{25} – відхилення температури розчину від 25 °С (вимірюється); R – активна складова імпедансу комірки (вимірюється).

У 1964 році Каткоскі запропонував використовувати чотирипарнозажимний (ЧПЗ) об'єкт для прецизійних вимірювань опору змінному струму [1]. Цей підхід широко застосовується і в наш час [2, 3]. На рис.1 наведено узагальнену схему, що представляє принцип роботи засобу вимірювання з ЧПЗ кондуктометричною коміркою. Робочий струм I_X від джерела змінного струму (ДС) створює падіння напруг U_X , U_0 на інформативному параметрі Z_X та мірі опору R_0 , що вимірюються векторними вольтметрами ВВ1 та ВВ2. Результатом перетворення є

$$R_X = \operatorname{Re}(U_X) \frac{R_0}{U_0} \quad (2)$$

Відмінною ознакою ЧПЗ об'єкта вимірювання є наявність екрана (Е), потенціал якого дорівнює нулю та рівність струмів: прямого (зажими I_1 , I_2) та зворотного (зажими I_1^* , I_2^*).

В рамках **першого напрямку** поставлено та вирішено такі задачі.

1.1 Для ЧПЗ об'єкта у формі прямого кругового циліндра представлено фізичну модель (рис. 2 [4, 5]), що дає змогу визначити вплив змінного характеру робочого струму на похибку вимірювання опору. У прямому провіднику 1 діаметром D та зворотному нитковому провіднику 2, що розташований на відстані h аксіально відносно прямого провідника протікають у протилежних напрямках два однакових струми. На відстані L у точках a і b знімається падіння напруги U_X .

На основі одного з рівнянь Максвелла, а саме

$$\mathbf{E} = -\operatorname{grad}\phi - \partial \mathbf{A} / \partial t, \quad (3)$$

де $\phi = \phi(r, t)$ і $\mathbf{A} = \mathbf{A}(r, t)$ відповідно електричний скалярний і векторний магнітний потенціали (величини, що є функціями просторових координат r та часу t), сформована коло-польова задача. Досліджувався вплив явищ самоіндукції (нерівномірності щільності струму) в середині провідника 1 та індукції ЕДС у потенціальних провідниках 4 (рис.2) у широкому діапазоні питомих провідностей: від провідників першого роду (металів σ) до провідників другого роду (розчинів електролітів k).

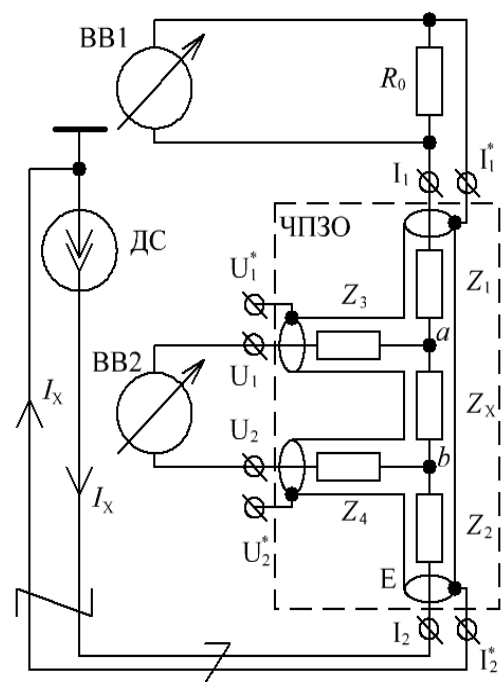


Рис. 1

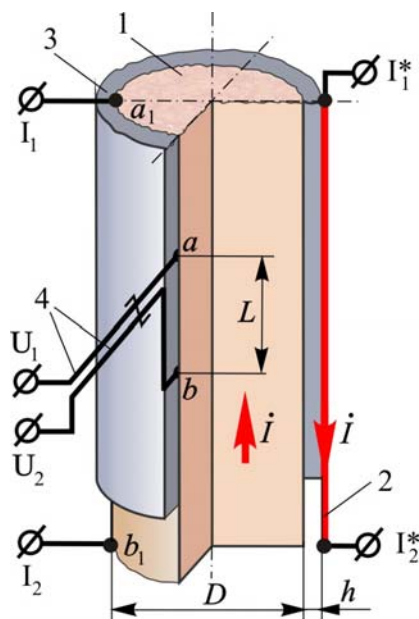


Рис. 2

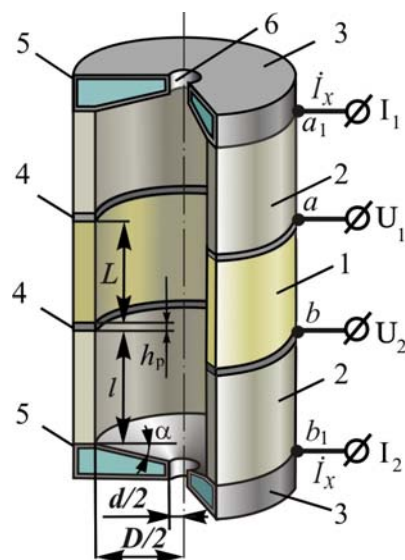


Рис. 3

Отримано формули для розрахунку складових імпедансу ділянки провідника відносно векторного магнітного потенціалу, що змінюється за гармонічним законом $A(r) = A_m(r)e^{j\omega t}$:

$$R_X = \text{Re}(Z_X) = R_{Hom} + \text{Re} \left[\frac{1}{I} \left(\frac{j\omega l}{S} \int_S A(r) ds - j\omega A(r)l \right) \right]. \quad (4)$$

Завдання полягало в обчисленні зведеної методичної похибки, зумовленої змінним характером робочого струму, що має вигляд

$$\delta(\sigma, \omega) = \frac{R_X(\sigma, \omega) - R_{Hom}(\sigma)}{R_{Hom}(\sigma)}, \quad (5)$$

де R_{Hom} – опір, що відповідає ідеалізованій моделі з рівномірно розподіленими силовими лініями струму в однорідному середовищі в точках a і b ; R_X – опір, що відповідає результату вимірювання або реальній моделі (4), характерній для змінного струму синусоїдальної форми.

Згідно з (5) побудовано низку залежностей у широкому діапазоні частот та питомих провідностей σ (для розчинів електролітів за визначенням $\sigma = k$).

Встановлено, що:

- похибка зростає пропорційно питомій σ або електролітичній k (1) провідності;
- похибкою, зумовленою вихровим характером поля змінного струму, для розчинів електролітів можна знехтувати, бо найбільша з них на частоті 100 кГц не перевищує 10^{-8} (відповідно з цієї похибкою можна вважати, що в рівнянні (3) $\Delta/\partial t = 0$) [4, 5];

- похибки, зумовлені вихровим характером поля змінного струму, для металів необхідно враховувати навіть на частоті 1 кГц, де вони можуть сягати десятків відсотків для масивних провідників; вплив близькості провідника зі зворотним струмом призводить до переходу залежності похибки через нуль. Це явище можна використовувати для розробки безіндукційних низькоомних шунтів.

1.2. Встановлено вимоги до конструкції чотириелектродної комірки, що має розрахункову константу. В основі фізичної моделі такої комірки (рис. 3) є три співвісно розташовані трубки з кварцового скла. На торцях середньої трубки 1 нанесено тонкі платинові електроди 3. Кінці крайніх трубок 2 прикривають кварцові диски, на внутрішню поверхню яких нанесено струмові електроди 5. Для заповнення комірки розчином струмові електроди мають отвори 6. Для ефективного видалення бульбашок кисню форма поверхні струмових електродів має конусний нахил з кутом α . В ідеальному випадку константа

комірки K обчислюється за формулою

$$K = R_x k^{id} = 4L / \pi D^2. \quad (6)$$

В реальних комірках опір $R_x \neq L/kS$, у результаті виникає систематична методична похибка (5). Для її обчислення сформовано коло-польову задачу для фізичної моделі (рис. 3). Оскільки за попередньою моделлю поле всередині кондуктометричних давачів є безвихровим, то для рідких провідників у основі математичної моделі є рівняння Лапласа [4, 6]

$$\nabla k \nabla \phi(r) = 0. \quad (7)$$

З використанням числових методів розрахунку було побудовано групи залежностей похибки від різноманітних факторів впливу. Зокрема, похибки для розбавлених розчинів, що зумовлені струмами зміщення, похибки для концентрованих розчинів, що зумовлені порушенням еквіпотенційності струмових електродів, та похибки від двох груп геометричних параметрів комірки. Перша група параметрів є збурюючим фактором, або джерелом похибки, і представлена відносною величиною d/D та абсолютною величиною – кутом α . Друга група є демпфуючим фактором і представлена відносними величинами l/L і L/D .

Висновки з аналізу залежностей полягають у тому, що:

- користуватися співвідношення L/D для мінімізації похибки недоцільно;
 - для підвищення точності розрахунків бажано надавати перевагу давачам з більш високими значеннями констант;
 - за умови $l/L = 1$ похибка обчислень менша за 5×10^{-6} , тому нею можна знехтувати.
- Водночас слід зазначити, що похибка змінюється в 2 – 4 рази в діапазоні варіацій параметра d/D і в 5 – 8 разів у діапазоні варіацій кута α . Вона також змінюється на три порядки за зміни параметра L/D у півтора раза. Отже, по відношенню до збурюючих факторів масштаб шкали є лінійним, а по відношенню до демпфуючих факторів – логарифмічним.

1.3. Розглянуто два методи (лінійної інтерполяції та еквівалентних трикутників) зменшення похибок, обумовлених технологією виготовлення центральної секції трубки 1 (рис. 3). За сучасних технологій обробки кварцового скла трубку зі стабільним значенням довжини виготовити значно простіше, ніж трубку зі стабільним внутрішнім діаметром. Використовуючи експериментальні дані, можна спостерігати спотворення внутрішнього профілю двох видів. Перший – відхилення профілю трубки від прямокутника вздовж поздовжнього перетину. Причиною є прецесія шліфувального інструмента. Другий – відхилення профілю трубки від кола в поперечному перетині. Причиною є наявність клиноподібних заглиблень на внутрішній поверхні заготовок. Розроблений метод лінійної інтерполяції профілю трубки дає змогу навіть для великих відхилень діаметру 20 – 30 мкм отримати зменшення СКВ похибки обчислення константи в 12 – 15 разів. Метод еквівалентних трикутників дає змогу зменшити СКВ похибки, зумовлені заглибленнями, в 2 – 3 рази [7, 8].

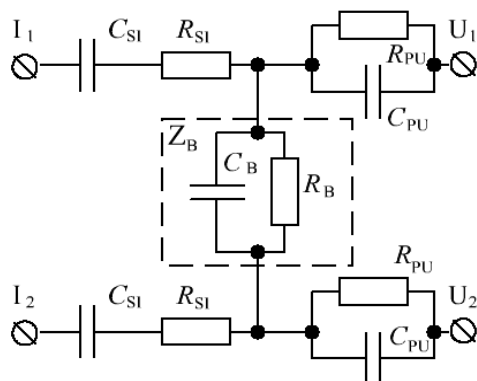


Рис. 4

1.4. На основі аналізу моделі кондуктометричного інтерфейсу, що містить два послідовно включених імпеданса (електрохімічний та об'ємний) запропоновано спрощену еквівалентну схему чотириелектродного кондуктометричного давача з розрахунковою константою (рис. 4). Вона дає змогу сформулювати вимоги до структурних елементів вимірювального кола кондуктометра.

1.5. Розглянуто диференціальні кондуктометричні давачі з планарно розташованими гребінчастими електродами, що використовуються у високочутливих кондуктометричних вимірювальних системах, наприклад, біосенсорних. Для цих давачів

розроблено топологічну і математичну моделі, що дає змогу обчислити функцію перетворення. В основі моделі закладено принцип монотонності силових ліній поля (рис. 5)

та виключення ефекту їх нашарування. У результаті такого підходу електричне поле за принципом суперпозиції буде визначати сумарну провідність, що має чотири складові G_λ , G_ξ , G_μ і G_χ (рис. 5), кожен з яких можна обчислити окремо, використовуючи аналітичні методи.

Повний вираз для функції перетворення давача має вигляд

$$M_C = \frac{G_\xi + G_\lambda + G_\mu + G_\chi}{k} \quad (8)$$

Наприклад, для основної складової, котра враховує внесок силових ліній поля електродної системи, що періодично повторюється (зона ξ рис. 5), складова коефіцієнта перетворення має вигляд

$$\frac{G_\xi}{k} = \frac{K(q_1)}{K(q_1')} (N-1) L_2, \quad (9)$$

де K – повний еліптичний інтеграл першого роду; q_1 та q_1' – модулі еліптичних інтегралів, що залежать від параметрів a , b (ширина електродів) і c (відстань між електродами); N – кількість потенціальних електродів; L_2 – довжина електродної системи.

Інші складові рівняння (8) визначаються шляхом застосування аналогічних виразів через відношення еліптичних інтегралів з відповідними модулями. Топологічна модель забезпечує розрахунковість функції перетворення системи планарно розташованих гребінчастих електродів, поле яких у верхньому напівпросторі описується 3D моделями відповідно до методів 2D аналізу, а саме теорії функцій комплексної змінної та конформних перетворень.

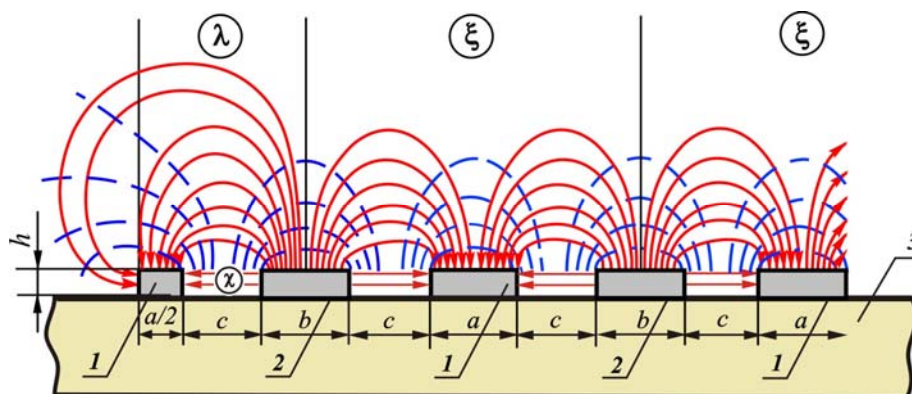


Рис. 5

Оцінка складових топологічної моделі (8, 9) дає змогу на етапі розробки нових типів диференціальних кондуктометричних давачів для біосенсорних перетворювачів визначати оптимальні розміри електродної системи, проводити експериментальні дослідження впливу електрохімічних явищ, зокрема типу металу електродів.

Другий напрямок спрямований на розробку нових методів вимірювального перетворення, що забезпечують інваріантність до неінформативних параметрів еквівалентних схем прецизійних кондуктометричних давачів. У прецизійних кондуктометричних вимірюваннях практично завжди з високою точністю стабілізують температуру рідини, вимірюють її дійсне значення та приводять результат за формулою (1) зазвичай до температури 25 °C. Причому вимоги до похибки вимірювання опору платинового термоперетворювача на порядок жорсткіші, ніж до похибки вимірювання опору комірки і складають 10^{-6} – 10^{-7} . Тому для вимірювання ЕП з похибкою на рівні державного еталону мають застосовуватись засоби вимірювання температури, що також практично відповідають вимогам до характеристик еталону температури.

В рамках **другого напрямку** поставлено та вирішено такі задачі.

2.1. Для зменшення ефектів шунтування в струмовому чи потенціальному контурах кондуктометричних вимірювальних кіл запропоновано об'єднати метод еквіпотенціального та магнітного захисту. В результаті отримуємо нове визначення – коаксимальний подвійно-екранований об'єкт вимірювання. Нове визначення об'єкта вимірювання має конфігурацію портів і зажимів типу 4×3 . Від відомого чотирипарного чотириполісника (рис. 1) новий об'єкт відрізняється тим, що кожен порт забезпечується третім зажимом для еквіпотенціального захисту. Його схему підключення і позначення режимів на зажимах зображено на рис. 6. Реалізацію цих підходів для термометричних мостових кіл розглянуто в [9]. Кондуктометричні кола мають деяку специфіку.

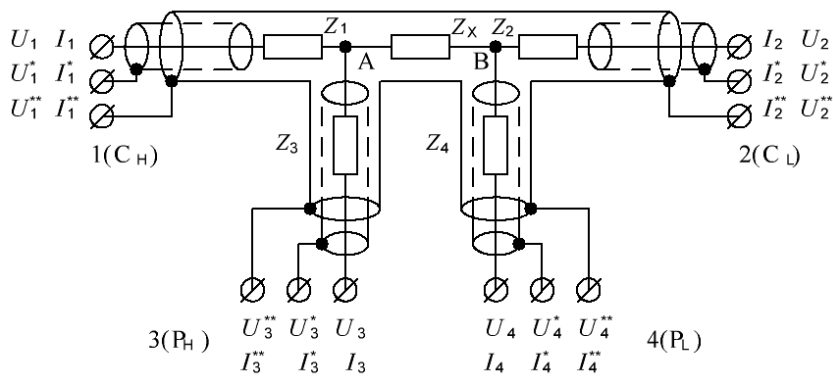


Рис. 6

Еталонна кондуктометрична комірка розміщується в термостаті. Корпус термостата може виконувати функцію екрана від електричних і магнітних наводок. Однак з міркувань безпеки корпус має бути заземлений. Через корпус можуть замикатися струми конденсаторів мережевого фільтра. З цієї причини нецільно використовувати корпус термостата як оболонку

для чотирипарного включення. Більш прийнятним є застосування ділянки металевої фольги або сітки S , закріпленої відразу за захисною кварцовою трубкою ЧКД (рис. 7). У такому разі фольга також опиниться в термостаті. Тому через неї не можна пропускати зворотний робочий струм, але її можна використовувати як екранну оболонку для захисту від наводок. Схему такого еквіпотенціального захисту прецизійного ЧКД показано на рис. 7. У ній реалізовано конфігурацію підключення 4×2 , тобто чотири порти по два зажими.

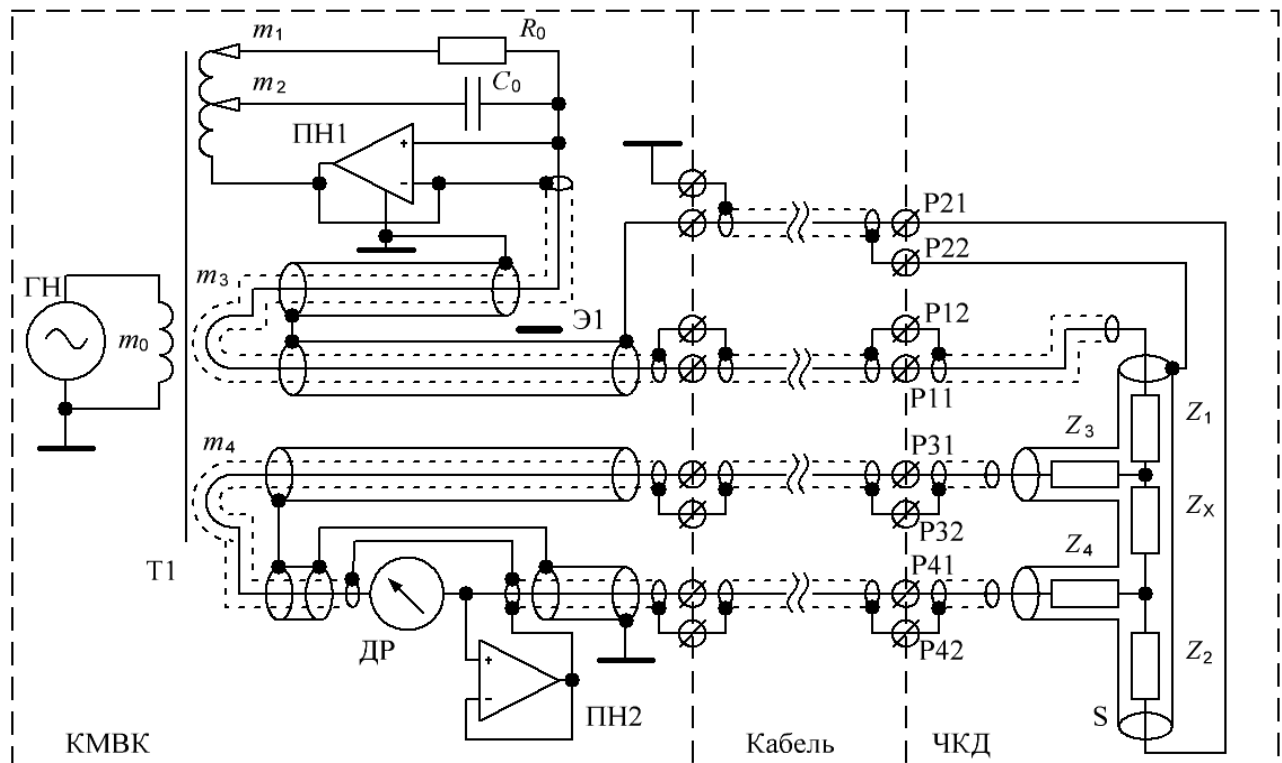


Рис. 7

Ця конфігурація кардинально відрізняється від відомого чотирипарного підключення (рис.1) тим, що кожен з екранів має свій окремий потенціал, близький (в ідеалі рівний) потенціалу центрального проводу. Таке підключення дає змогу забезпечити повний еквіпотенціальний захист, включаючи захист всередині давача аж до чутливого елемента. У той же час всередині приладу можна реалізувати коаксіальне подвійноекрановане підключення з конфігурацією 3×3 , тобто три порти по три зажими. Це дозволить зменшити до мінімуму площу струмових і потенціальних контурів, а значить, знизити рівень наводки (включаючи синфазну), яка обумовлена магнітними зв'язками всередині приладу.

2.2. Розглянуто спільні та відмінні ознаки двох типів приладів: логометричного і мостового. Використання додаткової структурної ознаки, як-от наявність двох каналів, дає змогу об'єднати мостові та логометричні методи в один тип двоканальних приладів, інваріантних до параметрів джерела живлення. Водночас це дозволить застосовувати такі методи для розробки оптимальних приладів щодо показників точність/складність/вартість. Приклади вимірювальних кіл змінного струму на основі логометричних АЦП (ЛАЦП) наведено на рис. 8. На рис. 8, а зображено схему, яка забезпечує процес перетворення активної складової імпедансу на робочій частоті f_M практично без використання операційних підсилювачів чи інших активних елементів завдяки синхронній роботі ключів $S_1 - S_6$. У схемі на рис. 8, б завдяки трансформатору Т з тісним магнітним зв'язком між обмотками m_1 та m_2 з похибкою, меншою за 0,1 ppm, можна зміщувати початкову точку шкали або вимірювати приріст опору у вузькому діапазоні.

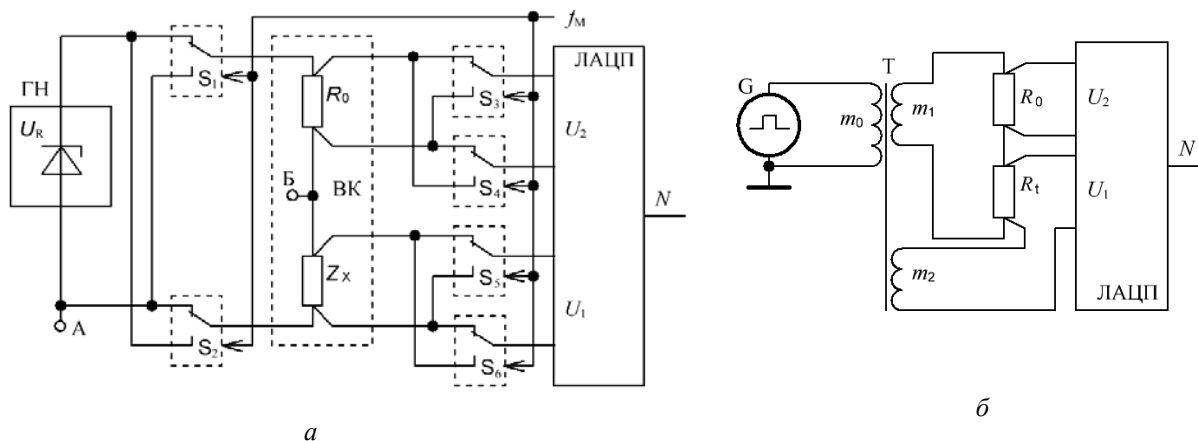


Рис. 8

Можна, наприклад, за допомогою платиного термоперетворювача опору вимірювати різницю температур 10 К з одиницею молодшого розряду 10 мкК. Метрологічні характеристики обох схем обмежено метрологічними характеристиками АЦП. Тож за умов використання Σ/Δ АЦП вони можуть відповідати характеристикам чутливості 6-декадних трансформаторних мостів.

2.3. Наведено електричну модель кондуктометричного диференціального імпедансного давача, що складається в загальному випадку з двох гальванічно не пов'язаних імпедансів

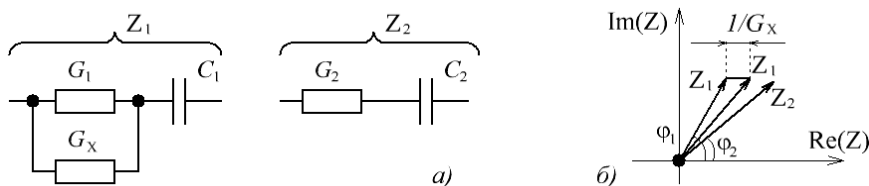


Рис. 9

полягають у тому, що: а) інформативний параметр G_x на два порядки менший від неінформативного параметра G_1 ; б) модулі й фази імпедансів Z_1 і Z_2 можуть відрізнитися на

Z_1 і Z_2 . Обидва імпеданси мають однакову двоелементну ємнісну послідовну схему заміщення (рис. 9, а). Але корисним сигналом у моделі імпедансу Z_1 є активна складова провідності G_x . Труднощі виділення корисного сигналу

десятки відсотків; в) тангенс фазового кута імпедансів Z_1 і Z_2 близький до одиниці (рис. 9, б) і на етапі вибору типу металу електродів може змінюватися в широких межах. Відомий диференціальний метод, який дає хороші результати при перетворенні скалярних фізичних величин (наприклад, ємнісний датчик), для векторних величин з перерахованими властивостями втрачає свою ефективність.

Для мінімізації впливу неінформативних параметрів, що суттєво (на два порядки) перевищують інформативний параметр, пропонуються два методи перетворення імпедансів Z_1 і Z_2 : метод колінеарності векторів (КВ) або метод зміни кута фаз векторів до збігу з дійсною віссю (рис. 10) і метод попереднього функціонального перетворення (ФП) (рис. 11).

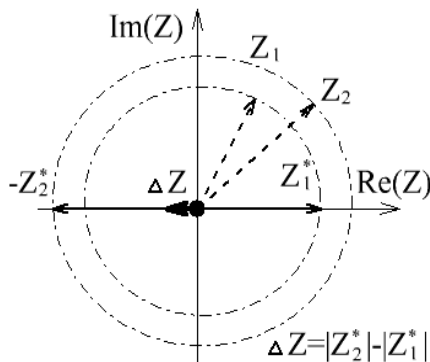


Рис. 10

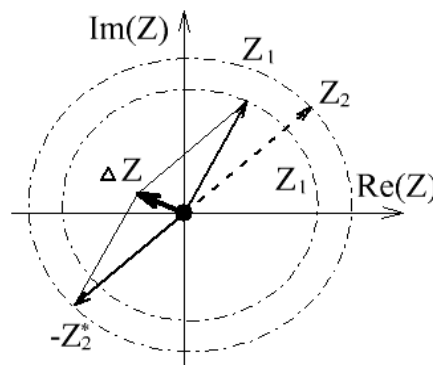


Рис. 11

Метод колінеарності, заснований на перетворенні векторів Z_1 і Z_2 у такі вектори Z_1^* і Z_2^* , у яких відсутня уявна складова. Метод складається з кількох етапів перетворення. Спочатку (за допомогою першого зрівноваженого кола) змінюють кут фази вектора Z_1 до збігу його з дійсною

віссю. Потім (за допомогою другого зрівноваженого кола) змінюють кут фази вектора Z_2 до тих пір, поки він не стане колінеарним і протилежним за знаком вектору Z_1 . Далі порівнюють перетворені вектори Z_1^* і Z_2^* , а сигнал, пропорційний різницевому вектору ΔZ , який лежить на дійсній осі, зрівноважують як скалярну величину (за допомогою третього зрівноваженого кола). Вимірювальні кола, що реалізують цей метод, відносяться до схем аномального типу. Вони мають змінну чутливість та нелінійну функцію перетворення.

Метод функціонального перетворення полягає у формуванні на виході аналогового функціонального перетворювача сигнала, пропорційного різниці векторів Z_1 і Z_2 . Цей різницевий сигнал ΔZ на порядок менший неінформативних параметрів модулів векторів Z_1 і Z_2 , але на порядок більший інформативного параметра $1/G_X$. Далі вихідний сигнал функціонального перетворювача баласують за допомогою системи автоматичного зрівноважування. Метод з функціональним перетворенням є простішим за попередній (рис. 10), бо має тільки один контур зрівноважування. Але для його реалізації необхідно пам'ятати, що фаза вектора ΔZ може набувати значення в діапазоні $(0 - 2\pi)$.

Третій напрямок стосується метрологічного забезпечення засобів вимірювань.

В рамках **третього напрямку** поставлено та вирішено такі задачі.

3.1. Основними метрологічними характеристиками мостів для вимірювання опору,

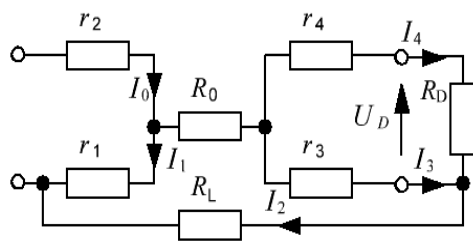


Рис. 12

зокрема термометричних мостів, є адитивна похибка та нелінійність. Розглянуто електричну модель міри нульового опору (рис. 12). Модель враховує замикання струмових та потенціальних затисків перемичкою з опором відповідно $r_1 + r_2$ і $r_3 + r_4$. Третя перемичка з опором R_0 з'єднує середні частини перших двох перемичок. У моделі також представлено вхідний опір детектора рівноваги R_D і опір R_L , що враховує процеси витoku на загальний провід.

Отримано вираз для обчислення

еквівалентного опору моделі:

$$R_X = \frac{r_1 r_3}{\left[R_0 + R_L + r_1 + \frac{r_3(1 + r_4/R_D)}{1 + (r_3 + r_4)/R_D} \right] \left[1 + \frac{r_3}{(R_D + r_4)} \right]} \quad (10)$$

Показано, що розрахункове значення еквівалентного опору R_X не буде перевищувати 10^{-10} Ом. Ця величина є на чотири порядки меншою, ніж одиниця молодшого розряду найбільш чутливого термометричного моста. Відповідно об'єкт за схемою на рис. 12 може виконувати функцію міри нульового опору.

Запропоновано новий метод контролю адитивної складової похибки термометричних мостів, що полягає в новому підключенні чотиризажимної міри (еталона) опору практично будь-якого номіналу [10]. Відмінність полягає в тому, що дійсний опір еталона виступає не як інформативний параметр, а як перемичка, що з'єднає потенціальний і струмовий контури (рис.12). Проведено експериментальну перевірку методу з використанням чотиризажимних еталонів опору з номінальним значенням R_0 у діапазоні від 1 Ом до 1 МОм. Розроблено нові методи (рівноінтервальний та бісекційний [11]) для вимірювання надмалих (менше 0,1 ppm) відхилень від лінійності функції перетворення мостів за умови, що мір опору відповідної точності в природі не існує.

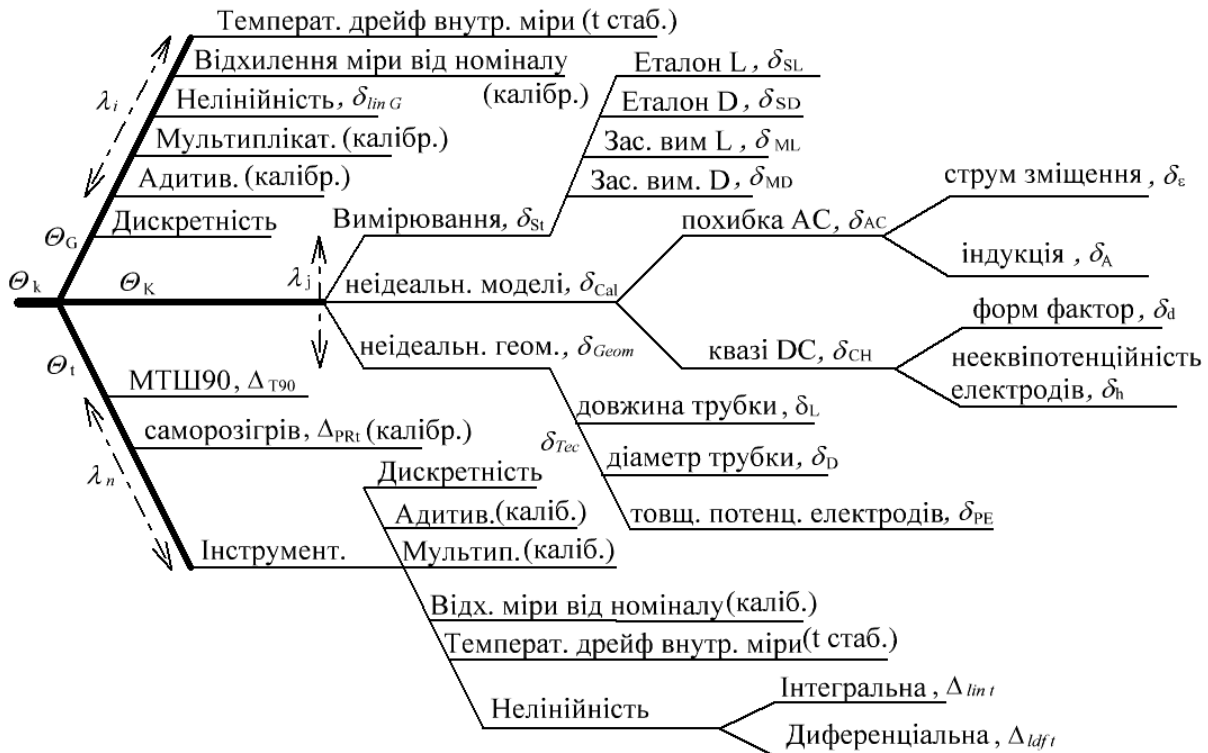


Рис. 13

3.2. На основі структурної схеми еталона одиниці електролітичної провідності сформовано бюджет систематичних похибок [12]. Три напрямки (стратегії) для мінімізації невилученої систематичної похибки θ_k пов'язані з вибором таких рішень (розрахункові методи, стабілізація кліматичних параметрів, термостатування, калібрування), які при обчисленні функції перетворення мають близькі до нуля коефіцієнти впливу $A(\lambda)$ до параметра фактора λ , мінімальний рівень кожної зі складових похибки $\delta(\lambda)$ та можливість урахування максимального числа поправок δ_m до систематичної похибки.

Зазначені напрямки можна об'єднати в одну задачу такого вигляду:

$$\theta_k = \min_{A(\lambda) \rightarrow 0} \left\{ \min_{\delta(\lambda) \rightarrow \min} \left\{ \min_{m \rightarrow N \wedge M \wedge H} \left\{ \Phi[A(\lambda), \delta(\lambda) - \delta_m] \right\} \right\} \right\} \quad (11)$$

Реалізація стратегій та подальший аналіз дали змогу послідовно зменшити кількість складових невилученої систематичної похибки, що мають суттєвий вплив, спочатку з 44 до 26 (рис. 13), а в кінцевому випадку до 7 складових, що входять до протоколів міжнародних звірянь. Це дало змогу мінімізувати невизначеність до рівня результатів, отриманих у кращих метрологічних лабораторіях світу.

Таким чином, основні науково-технічні результати за темою направлено на подальший розвиток теорії вимірювання імітансу провідників другого роду з іонним типом провідності. Вони полягають у розробці трьох математичних моделей для обчислення методичної похибки, що побудовані на основі коло-польових задач і дають змогу врахувати нерівномірність щільності силових ліній струму, зумовлених змінним характером робочого струму, зокрема впливом векторного магнітного потенціалу, граничними умовами на струмових та потенціальних електродах, реальною геометрією струмових електродів (наявністю отворів та конусних заглиблень); двох методів побудови компенсаційно мостових вимірювальних кіл, що забезпечують інваріантність перетворення до неінформативних параметрів електричної моделі, що співмірні з інформативним параметром або суттєво його перевищують; двох методів визначення основних метрологічних характеристик 6 – 8-декадних трансформаторних мостів для вимірювання опору давачів.

У результаті розрахункові методи оцінки систематичної похибки державного еталона одиниці електролітичної провідності, їх аналіз та методи корекції дали змогу практично в чотири рази скоротити кількість складових систематичної похибки, науково обґрунтувати високі показники кондуктометричного еталону України та спростити процедуру обробки даних подальших міжнародних звірянь. Науково-технічні результати за темою «Диполь» створили умови для вдосконалення технології виготовлення та розробки вимог до конструкторської документації комірок державного еталона ЕП сучасного типу з розрахунковою константою, що за принципом дії не має світових аналогів.

Крім того, в рамках теми "Диполь" розроблено документацію та проведено налагодження вимірювача "Delta R". Він призначений для вимірювання температури в калориметрі за допомогою платинового термоперетворювача опору у вузькому діапазоні з високою роздільною здатністю. Основні характеристики: номінальний опір давача за 0 °С – 1 КОм; діапазон вимірювання приросту опору – 32 Ом, що відповідає діапазону температури 24-32 °С; одиниця молодшого розряду – 32 мКОм, відповідає температурі – 0,000008 °С; СКВ результатів спостереження – 200 мКОм. Вимірювач "Delta R" впроваджено в національному еталоні одиниці згорання ДЕТУ 06-04-97 у ННЦ «Метрологія», Харків, Україна.

Всього за матеріалами досліджень у звітному періоді опубліковано 25 наукових робіт, підготовлено та на початку 2019 року захищено дисертаційну роботу на здобуття наукового ступеня доктора технічних наук (Міхаль О.О. Розвиток теорії і практична реалізація імітансних методів перетворення для еталонних термо- та кондуктометричних вимірювань. автореферат дис. доктора техн. наук / Інститут електродинаміки НАН України, Київ, 2018. 37 с.).

Стаття написана в рамках держбюджетної теми "Створення науково-методичної бази підвищення точності кондуктометричних вимірювань" (шифр "ДИПОЛЬ"), що виконувалася за Постановою Бюро ВФТПЕ 15.10.2013р., протокол № 14. Державний реєстраційний номер роботи 0113U006533.

1. Cutkosky R.D. Four-terminal pair networks as precision admittance and impedance standards. *IEEE Trans. Commun. Electron.* 1964. Vol. 80 (70). Pp. 19 – 22.
2. Kibble B.P., Rayner G.N. Coaxial AC Bridges. Teddington: NPL Management Ltd. 1984. 203 p.
3. Awan S., Kibble B., Schurr J. Coaxial Electrical Circuits for Interference-free Measurements. London: *The Institution of Engineering and Technology*. 2011. 321 p.
4. Mikhal A.A., Warsza Z.L. Impact of AC electric field non-uniformity on impedance of the conductivity cell. *XXI IMEKO World Congress. Measurement in Research and Industry*. August 30 – September 4, 2015. Prague, Czech Republic. Pp. 2266 – 2270.
5. Mikhal A.A., Warsza Z.L. Influence of AC field distribution on impedance of the conductivity cell. *Measurement Automation Monitoring* Nov. 2015. Vol. 61. No 11. Pp. 521 – 525.
6. Mikhal A.A., Glukhenkyi A.I., Warsza Z.L. Factors of AC Field Inhomogeneity in Impedance Measurement of Cylindrical Conductors. *Recent Advances in Systems, Control and Information Technology, Advances in Intelligent Systems and Computing* 543. Springer. 2017. Pp. 535 – 545.

7. Mikhal A.A., Warsza Z.L. Geometric part of uncertainties in the calculation constant of the primary four electrode conductivity cell. *ACTA IMEKO* June 2015. Vol. 4. No 2. Pp.18 – 22.
8. Mikhal A.A., Warsza Z.L., Gavrylkin V.G. Correction of the Influence of not Ideal Geometric Profile on the Constant of Primary Cell. *Advanced Mechatronics Solutions. Advances in Intelligent Systems and Computing* 414. Springer. 2015. Pp. 239 – 252.
9. Mikhal A.A., Warsza Z.L. Electromagnetic Protection in High Precision Tri-axial Thermometric AC Bridge. *Progress in Automation, Robotics and Measuring Techniques. Vol. 3 Measuring Techniques and Systems. Advances in Intelligent Systems and Computing* 352. Springer. 2015. Pp.147 – 156.
10. Mikhal A.A., Warsza Z.L. Simple Methods to Measure the Additive Error and Integral Nonlinearity of Precision Thermometric Bridges. *Progress in Automation, Robotics and Measuring Techniques. Vol. 3. Measuring Techniques and Systems. Advances in Intelligent Systems and Computing* 352. Springer. 2015. Pp. 157 – 170.
11. Mikhal A.A., Warsza Z.L. Bisection method for measuring the Integral Nonlinearity of high Precision Thermometric Bridges. *Symposium on Temperature and Thermal Measurements in Industry and Science, TEMPMEKO 2016. Poland, Zakopane. June 26 – July 01, 2016. Pp. 281.*
12. Mikhal A.A., Warsza Z.L., Gavrylkin V.G. Primary Standard of Electrolytic Conductivity Based on the AC Four Electrode Cell. *Challenges in Automation, Robotics and Measurement Techniques. Advances in Intelligent Systems and Computing* 440. Springer. 2016. Pp. 867 – 879.

НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЕ ОСНОВЫ ПОВЫШЕНИЯ ТОЧНОСТИ ПРЕЦИЗИОННЫХ КОНДУКТОМЕТРИЧЕСКИХ ИЗМЕРЕНИЙ

А.А. Михаль, докт. техн. наук

Институт электродинамики НАН Украины,

пр. Победы, 56, Киев, 03057, Украина

e-mail: a_mikhal@ukr.net

В работе рассмотрены материалы исследований, полученные при выполнении НИР по теме "Создание научно-методической базы повышения точности кондуктометрических измерений. Основные научно-технические результаты направлены на дальнейшее развитие теории измерения иммитанса проводников первого рода с ионным типом проводимости и заключаются в разработке трех математических моделей для вычисления методической погрешности, построенные на основе цепно-полевых задач и позволяющие учесть неравномерность плотности силовых линий тока, обусловленных переменным характером рабочего тока, в частности, влиянием векторного магнитного потенциала, граничными условиями на токовых и потенциальных электродах, реальной геометрией токовых электродов (наличием отверстий и конусных углублений); двух методов построения компенсационно-мостовых измерительных цепей, обеспечивающих инвариантность преобразования неинформативных параметров электрической модели, которые сопоставимы с информативным параметром или существенно его превышают; двух методов определения основных метрологических характеристик 6 – 8-декадных трансформаторных мостов для измерения сопротивления датчиков. Библ. 12, рис. 13.

Ключевые слова: кондуктометрия, ячейка, электролитическая проводимость, погрешность, импеданс.

SCIENTIFIC AND TECHNICAL BASES OF ENHANCEMENT OF PRECISION CONDUCTOMETRIC MEASUREMENTS

O.O. Mikhal

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

pr. Peremohy, 56, Kyiv, 03057, Ukraine,

e-mail: a_mikhal@ukr.net

The paper considers the research materials obtained during the research work on the topic "Creation of a scientific and methodological basis for improving the accuracy of conductometric measurements". The main scientific and technical results are aimed at the further development of the theory of measuring the immitation of conductors with an ionic conductivity type and consists in the development of three mathematical models for calculating errors built on the basis of chain-field problems and allowing to take into account nonlinearity of power lines of current density predetermined: changes the nature of the operating current, in particular the influence of the vector magnetic potential, the presence and boundary conditions on current and potential electrodes, the real geometry of current electrodes (the presence of openings and conical holes); two methods of constructing balancing bridge measuring circles that provide the invariance of transformation to non-informative parameters of the electric mode, which are commensurable or significantly exceed the informative parameter; two methods for determining the main metrological characteristics of 6-8 decades transformer bridges for measuring resistance sensors. References 12, fig. 13.

Key words: conductometry, cell, electrolytic conductivity, error, impedance

Надійшла 13.06.2019

Received 13.06.2019

ТЕХНОЛОГІЧНЕ ЕЛЕКТРООБЛАДНАННЯ

УДК 621.3:539.3

DOI: <https://doi.org/10.15407/publishing2019.53.101>**ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫЕ ПАРАМЕТРЫ ИНДУКТОРА ДЛЯ ВОЗБУЖДЕНИЯ ИМПУЛЬСОВ ТОКА В ПРОЦЕССАХ ЭЛЕКТРОПЛАСТИЧЕСКОЙ ДЕФОРМАЦИИ МЕТАЛЛОВ**

А.П. Рашепкин*, докт. техн. наук
Институт электродинамики НАН Украины,
пр. Победы, 56, Киев, 03057, Украина,

e-mail: anatoly_raschepkin@ukr.net

Применительно к использованию электропластического эффекта в специальных методах пластической деформации, основанных на дополнительном воздействии на материал электрическим током, разработан индукционный (бесконтактный) метод возбуждения импульсов тока высокой плотности в обрабатываемом металле. Определение электрических параметров индуктора проведено компьютерным моделированием с использованием метода конечных элементов. В соответствии с технологическими процессами с непрерывным многократным повторением импульсов для исключения перегрева многовитковая обмотка торцевого цилиндрического индуктора выполнена из полого прямоугольного медного провода и водоохлаждаема. Возбуждение однополярного импульса тока осуществлено путем разряда конденсатора с использованием управляемого тиристора на индуктор. Нестационарные электромагнитные процессы разряда в цепи рассмотрены с использованием известных в теоретической электротехнике зависимостей, а распределение плотности тока в металле – при помощи метода конечных элементов. Библ.15, рис. 5.

Ключевые слова: электропластическая деформация, электромагнитные параметры индуктора, однополярные импульсы тока, нестационарные разрядные процессы.

В процессе металлургического передела при пластической деформации металла возникает необходимость в его многократном межоперационном нагреве. Это требует значительных энергозатрат. В Институте электродинамики НАН Украины был разработан высокоэкономичный метод индукционного нагрева [1] бегущим магнитным полем. Совместно с Кировским заводом ОЦМ [2,3] были созданы линии протяжного отжига плоского проката металла, а также волочения сварных труб при изменении их типоразмеров, что позволило снизить удельные затраты энергии в 2 – 4 раза. Однако потребление электроэнергии на межоперационный отжиг для получения готового продукта осталось высоким. Присущее индукционным методам увеличение скорости нагрева холоднодеформированных металлов влияет на процессы разупрочнения и приводит к смещению рекристаллизации до более высоких температур, а также способствует получению более мелкозернистой и однородной по величине зерна структуры отожженного металла, что отмечалось, в частности, и в [2,3]. Экспериментальные исследования позволили установить [4] наиболее важные особенности структурного состояния холоднодеформированных металлов, связанные с характером их дислокационной структуры, которой отводится главная роль в объяснении природы изменения всех важнейших свойств металла в результате деформации и отжига. Холодная пластическая деформация металлов и сплавов сопровождается значительными внутренними изменениями: увеличением плотности дислокаций и вакансий, дроблением зерен на отдельные фрагменты, вытянутые по оси деформаций, возникновением множества дефектов – микротрещин толщиной в несколько периодов решетки, находящихся в упругом равновесии под действием внешних напряжений.

Основным условием для получения благоприятного структурного состояния при скоростном нагреве для разупрочнения холоднодеформированных металлов и сплавов является сокращение времени отжига за счет максимально высоких скоростей нагрева и минимальных изотермических выдержек. Но и это не приводит к заметному снижению энергозатрат в процессе металлургического передела.

В связи с энергетическим кризисом в середине прошлого века перед специалистами в области металлургии, являющейся основным потребителем электроэнергии, возникла проблема поиска новых энергосберегающих технологий производства металлов, в частности, путем использования электропластического эффекта, открытого столетием ранее, в 1856 году французским физиком Дюфором, обнаружившим, что прочность медной проволоки при пропускании электрического тока уменьшается, а стальной увеличивается. Сущность электропластического эффекта заключается в увеличении пластичности металла под действием импульсов электрического тока в процессах пластической деформации. В результате значительно уменьшается хрупкость металла, его сопротивление деформации и одновременно увеличивается пластичность. Таким образом, появляется возможность управлять механическими свойствами металлов, в частности, процессом обработки металлов давлением. Многочисленные виды обработки металлов давлением — ковка, штамповка, прокатка, волочение и т.д. — основаны на использовании весьма характерного для металлов свойства пластичности, т.е. способности необратимо деформироваться под действием приложенных напряжений. Если пропускать по деформируемым образцам ток высокой плотности $10^8 - 10^9$ А/м², то величина эффекта будет порядка десятков процентов. Экспериментально установлено, что электропластический эффект также линейно зависит от плотности тока (вплоть до 10^9 А/м²) и имеет большую величину при импульсном токе, а при переменном вообще не наблюдается.

Специальные методы деформации, основанные на дополнительном воздействии на материал током в условиях активного пластического деформирования, приводят к существенному облегчению пластической деформации.

Для описания электропластического эффекта можно использовать модель, предложенную в работе [5]. Включение импульсного тока в процессе активной деформации образцов приводит, как правило, к скачкообразному приращению деформации и связанному с этим скачком деформирующему усилию. Зависимость этого эффекта от амплитуды j_0 и длительности t_u импульсов тока носит пороговый характер [6]. Порог по j_0 [7] для различных металлов находится на уровне 250 – 400 А/мм², а по t_u — на уровне 50 – 100 мкс. Эффект увеличивается с ростом j_0, t_u и частоты повторения импульсов тока [8, 9]. Протекание тока приводит к тому, что дислокации ускоряют своё движение под влиянием силы увлечения, которая в расчёте на единицу длины дислокации равна

$$F = jB / ne, \quad (1)$$

где B — коэффициент электрон-дислокационного взаимодействия; n — концентрация электронов проводимости; e — заряд электрона. При воздействии на дислокации силы (1) скачок деформации определяется выражением

$$d\varepsilon = f t_u q^2 V / 2KkT, \quad (2)$$

где K — коэффициент линейного упрочнения; $q = jB / neb_b$; b_b — вектор Бюргерса. Здесь учтено, что энергия, передаваемая электроном дислокациям, $V \ll kTq$.

Самостоятельное, без воздействия внешних деформаций использование негреющих импульсов тока любой плотности не приводит к каким-либо заметным изменениям пластичности металлов. В области упругой деформации металлов импульсы тока не оказывают влияния на их пластичность. Замечено также существенное влияние на пластическую деформацию постоянного и переменного магнитного поля, физическая природа проявления которого еще недостаточно изучена [10].

Таким образом, для реализации электропластического эффекта в процессах пластической деформации необходимо использовать импульсы тока на уровне 250 – 400 А/мм² для различных металлов, а по t_u – на уровне 50 – 100 мкс при одновременном воздействии внешних деформаций. Ясно, что если бы такой ток был постоянным, то металл почти немедленно испарился бы за счет выделения джоулева тепла. Для устранения этого ток возбуждают очень короткими импульсами (~ 100 мкс) с низкой частотой повторения (~ 1 Гц).

Представленный анализ содержит фрагментарную оценку состояния научных разработок по использованию импульсного электродинамического воздействия на металлы с учетом электропластического эффекта.

Способность металлов необратимо деформироваться без сохранения заметных внутренних напряжений под действием приложенных внешних напряжений не позволяет, как уже отмечалось, изменять их механические свойства при воздействии только негреющими импульсами тока большой плотности. Вместе с тем в металлах с неоднородным распределением остаточных внутренних напряжений, например, в сварных швах [11] с большими остаточными растягивающими напряжениями или в поверхностно закаленных металлах возможно использование электропластического эффекта для снижения межзонных напряжений. В частности, в результате механических, тепловых и различного рода электромагнитных воздействий в поверхностном слое металлов происходят изменения в структуре, формируется определённое напряжённо-деформированное состояние материала приповерхностного слоя. Например, в приповерхностном слое [12] титановых образцов с нитридным покрытием наблюдаются большие остаточные сжимающие макронапряжения $\sigma = -(2000-3000)$ МПа. Обработка образцов импульсом электрического тока $j_m = 10^8$ А/м² и длительностью импульса 150 мкс изменяет глубину залегания остаточных макронапряжений как в материале покрытия, так и в материале подложки. Остаточные макронапряжения в покрытии TiN после второй обработки изменяются наиболее существенно и переходят в растягивающие. Вместе с тем электроимпульсная обработка [11] находит также все более широкое применение, так как кроме повышения пластичности при деформации влияет на напряженное состояние, статическую и усталостную прочность, трещинно- и коррозионную стойкость, а также ударную вязкость металлов и сплавов.

Поэтому целью работы является разработка бесконтактных, индукционных методов возбуждения в металлической полосе коротких импульсов тока большой плотности.

С учетом рассмотрения технологического процесса как непрерывного, с многократным повторением импульсов для исключения перегрева многовитковая обмотка индуктора выполняется водоохлаждаемой из полого прямоугольного медного провода ДПРХМ 5,0×5,0×1,0 БР М1 с электропроводностью $5 \cdot 10^7$ См/м. Для примера расположение плоского цилиндрического индуктора над проводящей полосой показано на рис. 1.

При определении электромагнитных параметров индуктора в такой системе предполагалось, что толщина алюминиевой полосы с электропроводностью $3,3 \cdot 10^7$ См/м

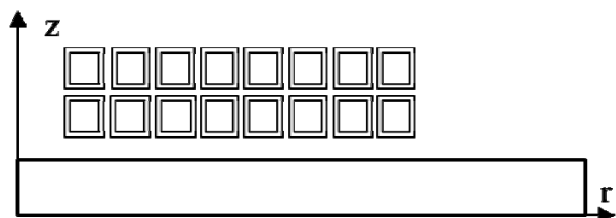


Рис. 1

принимает значения $c = (2, 4, 6, 8)$ мм, расстояние между индуктором и пластиной с учетом величины витковой изоляции составляет $d = (1, 2, 4, 6, 8)$ мм. Расстояние между витками и слоями индуктора с учетом величины витковой изоляции составляет $\Delta i = 1$ мм. Внутренний r_1 и наружный r_2 радиусы индуктора также принимались неизменными и равными

соответственно 10 и 58 мм. Число витков $w = 16$ и число слоев индуктора $n = 2$. Сечение провода индуктора равно $16 \cdot 10^{-6}$ м².

Выполненные расчеты вследствие отсутствия в системе сред с нелинейными электрофизическими свойствами показали, что индуктивность индуктора практически не зависит от величины его тока, а вносимое активное сопротивление слабо меняется с

изменением тока. В большей степени электрические параметры индуктора зависят от длительности импульса или от эквивалентной ей частоты тока индуктора и величины зазора между обрабатываемой пластиной и индуктором. Активное сопротивление индуктора возрастает с ростом резонансной частоты тока, но слабо зависит от величины зазора между индуктором и пластиной. В свою очередь индуктивность индуктора практически не зависит от частоты тока и толщины алюминиевой полосы, но существенно зависит от величины зазора между индуктором и пластиной.

Электрические параметры индуктора (рис.1) определялись компьютерным моделированием методом конечных элементов [13] при питании обмотки синусоидальным током заданной амплитуды I_e и различной частоты (от 500 до 10000 Гц). В частности, при $I_e = 11200\text{А}$, $f = 1000\text{ Гц}$, $d = 4$ и $c = 8\text{ мм}$ комплексная амплитудная величина напряжения обмотки составляет $u = 36,7 + 452,6 i$. Тогда активное сопротивление индуктора равно

$$r = \frac{\text{Re}(u)}{I_e} + \frac{w \cdot 2 \cdot \pi \cdot 0.33}{5 \cdot 10^7 \cdot (5+3) \cdot 2 \cdot 1 \cdot 10^{-6}} kr = 0,0165. \quad (3)$$

Здесь коэффициент дополнительных потерь по [14] равен

$$kr = 1 + \frac{h^4}{\delta^4} \left(\frac{w \cdot b}{(b + \Delta i) \cdot w + 4 \cdot r1} \right)^2 \frac{n^2 - 0.2}{9} = 3,18; \quad (4)$$

$$\delta = 10^3 \sqrt{2 / \mu \sigma 2 \pi f},$$

где h и b – высота и ширина провода обмотки индуктора.

Применительно к полым прямоугольным проводам коэффициент kr может быть также найден по формуле

$$kr = 1 + \frac{2 \cdot \Delta \cdot h^2}{\delta^3} \left(\frac{w \cdot b}{(b + \Delta i) \cdot w + 4 \cdot r1} \right)^2 \frac{n^2 - 0.25}{3} \left(1 + \frac{h - 2 \cdot \Delta}{b} \right)^2 (1 - e^{-2 \cdot \Delta / \delta}) = 2,75, \quad (5)$$

где $\Delta = 1\text{мм}$ – толщина стенки прямоугольного провода индуктора.

Индуктивность индуктора равна

$$L = \frac{\text{Im}(u)}{I_e \cdot 2 \cdot \pi \cdot f} = 6,43 \text{ мкГн}. \quad (6)$$

Таким же образом определяются электрические параметры индуктора при других конструктивных исполнениях, величинах I_e, f, d, c и электрофизических свойствах индукционной системы.

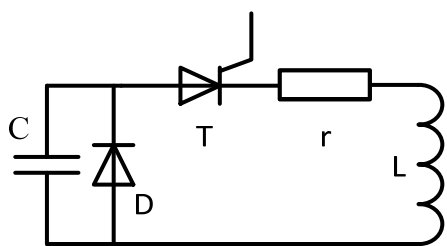


Рис. 2.

Импульсы электрического тока в индукторе, как и в проводящей полосе, получают путем разряда предварительно заряженного до напряжения U конденсатора емкостью C на электрическую цепь (рис.2), обладающую найденным сопротивлением r и индуктивностью L .

Для определения тока в этой цепи исходим из основного дифференциального уравнения [15]

$$L \frac{di}{dt} + r \cdot i + \frac{g}{C} = 0, \quad g = g(0) + \int_0^t i \cdot dt, \quad (7)$$

где g – заряд конденсатора.

После дифференцирования его по времени приходим к уравнению второго порядка

$$L \frac{d^2 i}{dt^2} + r \frac{di}{dt} + \frac{i}{C} = 0, \quad (8)$$

характеристическое уравнение которого имеет два корня:

$$\gamma_{1,2} = -\frac{r}{2 \cdot L} \pm \sqrt{\frac{r^2}{4L^2} - \frac{1}{LC}} = -\alpha \pm \sqrt{\alpha^2 - \omega_0^2}, \quad \alpha = \frac{r}{2L}, \quad \omega_0^2 = \frac{1}{LC}. \quad (9)$$

Следовательно, решение уравнения (8) содержит две постоянных интегрирования, для определения которых необходимы два начальных условия. Первым условием является допущение, что ток в цепи в начальный момент времени равен нулю. Второе условие предполагает, что начальное напряжение конденсатора равно $U = g(0)/C$ и при $t = 0$, согласно уравнению (7), $di/dt = -U/L$.

С учетом указанных начальных условий разрядный ток в индукторе описываем зависимостью

$$i = -\frac{U}{2L\sqrt{\alpha^2 - \omega_0^2}}(e^{\gamma_1 t} - e^{\gamma_2 t}). \quad (10)$$

Так как в исходном положении принято, что $f = 1000$ и $\omega_0 = 2\pi f$, то емкость конденсатора равна

$$C = 1/\omega_0^2 L = 0,00394 \text{ Ф}.$$

Процесс разряда конденсатора зависит от соотношения между параметрами цепи r, L, C , определяющими в итоге будут ли корни характеристического уравнения вещественными или комплексными, т.е. будет ли разряд аperiodическим или затухающим колебательным. В реальных условиях следует учесть в параметрах цепи также влияние сопротивления тиристора и соединительных ветвей, параметры которых зависят от конкретного их исполнения. В нашем примере ограничимся лишь параметрами индуктора. При комплексных корнях характеристического уравнения ток индуктора принимает вид

$$i = -\frac{U}{\omega l \cdot L} \sin(\omega l \cdot t) \cdot e^{-\alpha \cdot t}, \quad (11)$$

где $\alpha = 1280$, $\omega l = \sqrt{\omega_0^2 - \alpha^2} = 6151$ – угловая частота собственных затухающих колебаний. Полагая, что в исходном состоянии конденсатор был заряжен до напряжения $U = 850 \text{ В}$, находим величину импульса плотности тока в обмотке индуктора

$$j_e = J_0 \cdot e^{-\alpha \cdot t} \sin(\omega l \cdot t) \cdot \theta(T_1 - t), \quad (12)$$

в котором путем введения единичной обобщенной функции $\theta(\cdot)$ учтено, что при отсутствии шунтирующего диода тиристор закрывается при переходе тока через нуль, и ток в индукторе изменяется в соответствии с кривой (Т) (рис.3). Здесь длительность импульса равна

$$T_1 = \pi / \omega l = 512,4 \text{ мкс}, \text{ а } J_0 = U / (\omega l \cdot L \cdot 16 \cdot 10^{-6}) = 1,343 \cdot 10^9 \text{ А/м}^2.$$

В процессе разряда напряжение конденсатора уменьшается и достигает нуля при

$$T_2 = \frac{\pi / 2 + \arctan(\alpha / \omega l)}{\omega l}. \quad (13)$$

При этом диод открывается, что приводит к аperiodическому переходному процессу только в цепи индуктора, в результате чего ток в индукторе изменяется согласно кривой (Т+D) (рис.3) с начальной плотностью тока в индукторе $J_1 = J_0 \cdot e^{-\alpha T_2} \sin(\omega l \cdot T_2) = 9,084 \cdot 10^8$.

Таким образом, изменение во времени плотности тока в индукторе описывается зависимостью

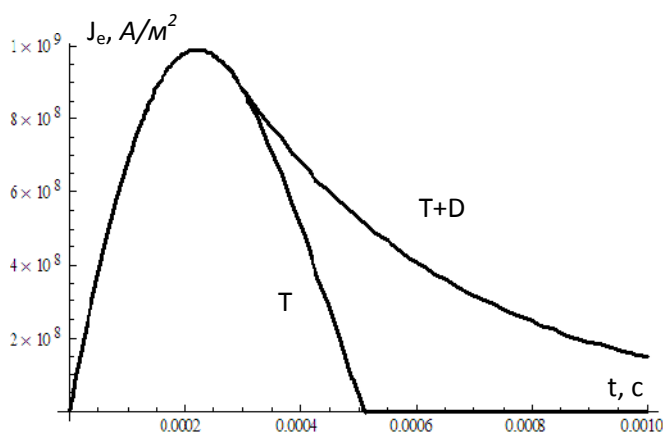


Рис. 3

$$j_e = J_0 \cdot e^{-\alpha \cdot t} \sin(\omega l \cdot t) \cdot \theta(T_2 - t) + J_1 \cdot e^{-2 \cdot \alpha \cdot (t - T_2)} \cdot \theta(t - T_2) \quad (14)$$

Путем изменения емкости конденсатора можно управлять величиной резонансной частоты f_{LC} -контура и соответственно длительностью импульса. Однако с увеличением резонансной частоты контура для всех размеров принятого конструктивного исполнения

индукционной системы в связи с резким возрастанием активного сопротивления индуктора и практически неизменной от нее индуктивности уже при частотах, превышающих 5 кГц, разряд конденсатора переходит в аperiodический с существенным уменьшением максимального тока.

Впрочем, и при периодическом затухающем разряде и постоянном начальном напряжении конденсатора с ростом частоты непрерывно уменьшается амплитуда импульса тока, что не позволяет возбудить плотность тока требуемой величины в обрабатываемой полосе с меньшей 130 мкс длительностью импульса тока.

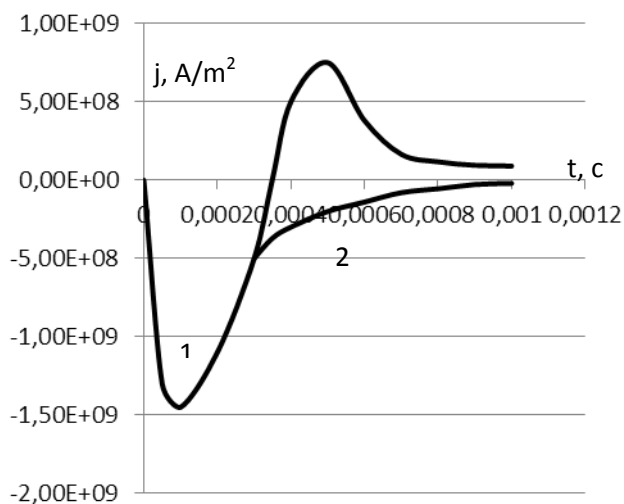


Рис.4

Применение шунтирующего конденсатор диода, приводящего к аperiodическому переходному процессу только в цепи индуктора, не приводит к изменению картины распределения плотности тока в полосе и практически полностью повторяет разряд с однополярным импульсом тока индуктора (рис.4).

Амплитуда импульса тока в любом режиме разряда и, следовательно, уровень индуцированной в полосе плотности тока регулируются величиной начального напряжения конденсатора U . Необходимые для реализации электропластического эффекта большие плотности тока приводят к возникновению значительного силового взаимодействия между индуктором и обрабатываемой пластиной.

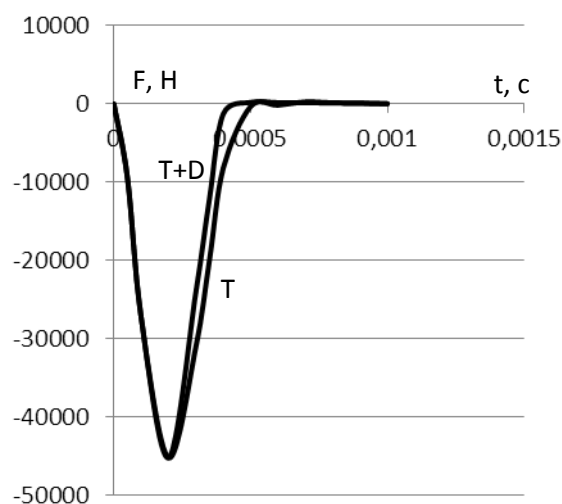


Рис. 5

Возникновение значительного силового взаимодействия между индуктором и обрабатываемой пластиной требует разработки способов повышения механической прочности для многвитковых индукторов.

Определив временную зависимость тока в обмотке (12, 14), можем теперь изучить нестационарные электромагнитные процессы в индукторе. На рис. 4 кривой 1 показано изменение амплитуды плотности тока во времени на поверхности обрабатываемой полосы. Как видно, не представляется возможным возбудить в полосе однополярный импульс плотности тока однополярным импульсом тока индуктора. Вместе с тем именно таким не однополярным индуцированным импульсом плотности тока в [12] удалось устранить макронапряжения в титановом образце и после второго импульса даже перевести их в растягивающие. Распространяясь вглубь полосы, амплитуда волны отрицательной плотности тока убывает в соответствии с кривой 2.

На рис. 5 приведена величина z – составляющей силы, действующей на обрабатываемую пластину по схеме включения только с тиристором (Т) и с использованием шунтирующего диода (Т+D) в зависимости от времени взаимодействия.

Выводы. Индукционными методами бесконтактным способом можно возбудить в обрабатываемой пластине импульсы плотности тока как при периодических затухающих, так и аperiodических режимах разряда конденсатора.

Использование опорного шунтирующего конденсатор диода не влияет на характер распределения индуцированных в пластине импульсов плотности тока.

Фінансується за рахунок держбюджетної теми «Розвиток теорії електрофізичних процесів в імпульсних системах електрофізичної обробки електропровідних середовищ» (шифр «Бар'єр 2»), що виконується за Постановою Бюро ВФТПЕ Президії НАН України 04.07.2017 р., протокол № 2. Державний реєстраційний номер теми 0117U007714.

1. Рашепкин А.П., Кондратенко И.П. Методологические основы анализа электромагнитных процессов в линейных индукционных машинах. Киев.: ИЭД НАН України. 2017. 355с.
2. Широков Н.М., Крутилин В.А., Певзнер М.З., Юткин В.М. Опыт использования индукционного протяжного отжига в практике обработки цветных металлов. *Цветные металлы*. 1989. № 1. С. 101 – 103.
3. Рашепкин А.П., Крутилин В.А., Виштак П.А., Кондратенко И.П., Зинченко Т.Р. Индукционный метод нагрева проката из цветных металлов и сплавов. *Цветные металлы*. 1989. № 1. С. 104 – 107.
4. Гриднев В.Н., Трефилов В.И. Фазовые и структурные превращения и метастабильные состояния в металлах. Киев: Наукова думка, 1988. 264 с.
5. Рошупкин А. М., Троицкий О. А., Спицын В. И. Развитие концепции о действии тока высокой плотности на пластическую деформацию металла. *ДАН СССР*. 1986. Том 286. № 3. С. 633 – 636.
6. Зуев Л. Б., Громов В.Е., Курилов В.Ф., Гуревич Л.И. Подвижность дислокаций в монокристаллах цинка при действии импульсов тока. *ДАН СССР*. 1978. Том 239. № 1. С. 84 – 86.
7. Корж В.Н., Герцирик Д.С., Лопата Л.А., Хомяковский Ю.Л. Влияние электропластического эффекта на диффузионные процессы в деформируемых металлах. *Збірник наукових праць Кіровоградського національного технічного університету. Техніка в сільськогосподарському виробництві, галузеве машинобудування, автоматизація*. 2010. Вип. 23. С. 326 – 329.
8. Троицкий О. А., Спицын В. И., Стащенко В. И. Влияние основных параметров тока на величину электропластического эффекта. *ДАН СССР*. 1981. Том 256. №5. С. 1134 – 1137.
9. Троицкий О. А., Спицын В. И., Моисеенко М. М. Влияние серий электрических импульсов на пластическую деформацию металлов. *ДАН СССР*. 1984. Том 274. № 3. С. 587 – 591.
10. Васильев М. А. Особенности пластической деформации металлов и сплавов в магнитном поле. *Обзор. Успехи физики металлов*. 2007. Т. 8. С. 65 – 105.
11. Лобанов Л. М., Пашин Н. А., Логинов В. П., Логинова Ю. В. Применение электроимпульсной обработки элементов конструкций с целью повышения их ресурса. *Обзор. Автоматическая сварка*. 2005. № 11. С. 26 – 30.
12. Сейдаметов С.В., Лоскутов С.В. Влияние импульсной электромагнитной обработки на структурные перестройки сплава титана ВТЗ-1. *Журнал физики и инженерии поверхности*. 2016. Том 1. № 1. С. 4 – 8.
13. Comsol multiphysics modeling and simulation software.
URL: <http://www.comsol.com/> (дата звернення: 20.04.2019)
14. Постников И.М. Проектирование электрических машин. Киев.: Гос. изд. тех. лит. УССР. 1962. 736 с.
15. Нейман Л.Р., Калантаров П.Л. Теоретические основы электротехники, Ч.2. Москва-Ленинград: ГЭИ. 1959. 444 с.

УДК 621.3:539.3

ЕЛЕКТРОМАГНІТНІ ПАРАМЕТРИ ІНДУКТОРА ДЛЯ ЗБУДЖЕННЯ ІМПУЛЬСІВ СТРУМУ В ПРОЦЕСАХ ЕЛЕКТРОПЛАСТИЧНОЇ ДЕФОРМАЦІЇ МЕТАЛІВ

А.П.Рашепкін, докт. техн. наук
Інститут електродинаміки НАН України,
пр. Перемоги, 56, Київ, 03057, Україна
e-mail: anatoly_raschepkin@ukr.net

Для використання електропластичного ефекту в спеціальних методах пластичної деформації, заснованих на додатковому впливі на метал струмами високої щільності, розроблено індукційний (безконтактний) метод збудження в оброблюваному металі імпульсів струму високої щільності. Визначення електричних параметрів індуктора виконувалось комп'ютерним моделюванням з застосуванням метода скінченних елементів. Відповідно до технологічних процесів з безперервним, багаторазовим повторенням імпульсів для усунення перегрівання багатовиткова обмотка торцевого циліндричного індуктора виконана водоохолоджуваною з порожнистого прямокутного мідного проводу. Збудження однополярного імпульсу струму здійснюється шляхом розряду конденсатора на індуктор з використанням керованого тиристора. Нестационарні електромагнітні процеси в розрядному колі розглянуто з використанням відомих у теоретичній електротехніці залежностей, а розподіл щільності струму в металі – застосуванням методу скінченних елементів. Бібл.15, рис. 5.

Ключові слова: електропластична деформація, електромагнітні параметри індуктора, однополярні імпульси струму, нестационарні розрядні процеси.

ELECTROMAGNETIC PARAMETERS OF THE INDUCTOR FOR EXCITATION OF CURRENT PULSES IN THE PROCESSES OF ELECTROPLASTIC DEFORMATION OF METALS

A. P. Rashchepkin

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

pr. Peremohy, 56, Kyiv, 03057, Ukraine

E-mail: anatoly_raschepkin@ukr.net

With reference to the use of the electroplastic effect in special methods of plastic deformation, based on the additional effect of high-density current on the material, an induction method has been developed for the excitation of high-density current pulses in a processed metal. The electrical parameters of the inductor were determined by computer simulation using the finite element method. With respect to technological processes with continuous, repeated repetition of pulses, in order to avoid overheating, the multi-turn winding of the end cylindrical inductor is performed by a water-cooled coil made of a hollow rectangular copper wire. Excitation of a unipolar current pulse was carried out by discharging a capacitor using a controlled thermistor to an inductor. No stationary electromagnetic processes of discharge in the circuit are considered using the known dependences in theoretical electrical engineering, and the distribution of the current density in the metal by the finite element method. References 15, figures 5.

Key words: electroplastic deformation, electromagnetic parameters of the inductor, unipolar current pulses, non-stationary discharge processes.

1. Rashchepkin A.P., Kondratenko I.P. Methodological bases of the analysis of electromagnetic processes in linear induction machines. Kyiv.: IED NAN Ukrainy. 2017. 355 p. (Rus)
2. Shirokov N.M., Krutilin V.A., Pevzner M.Z., Yutkin V.M. Experience of using induction long annealing in the practice of processing non-ferrous metals. *Non-ferrous metals*. 1989. No 1. Pp. 101 – 103. (Rus)
3. Rashchepkin A.P., Krutilin V.A., Vishtak P.A., Kondratenko I.P., Zinchenko T.R. Induction method for heating rolled products from non-ferrous metals and alloys. *Non-ferrous metals*. 1989. No 1. Pp. 104 – 107. (Rus)
4. Gridnev V.N., Trefilov V.I. Phase and structural transformations and metastable states in metals. K: Naukova Dumka, 1988. 264 p. (Rus)
5. Roshchupkin A.M., Troitsky O.A., Spitsyn V.I. Development of the concept of the effect of a high-density current on the plastic deformation of a metal. *DAN SSSR*. 1986. Volume 286, No 3. Pp. 633 – 636. (Rus)
6. Zuev L.B., Gromov V.E., Kurilov V.F., Gurevich L.I. Mobility of dislocations in single crystals of zinc under the action of current pulses. *DAN SSSR*. 1978. Vol. 239. No 1. Pp. 84 – 86. (Rus)
7. Korzh V.N., Gertsriken D.S., Lopata L.A., Khomyakovskiy Yu.L.. Effect of the electroplastic effect on diffusion processes in deformable metals. *Collection of scientific works of Kirovograd National Technical University. Engineering in agricultural production, branch engineering, automation*. 2010. V. 23. Pp. 326 – 329. (Rus)
8. Troitsky O.A., Spitsyn V.I., Stashenko V.I. Influence of the main current parameters on the magnitude of the electroplastic effect. *DAN SSSR*. 1981. Volume 256. No 5. Pp. 1134 – 1137. (Rus)
9. Troitsky O.A., Spitsyn V.I., Moiseenko M.M. Influence of series of electrical impulses on the plastic deformation of metals. *DAN SSSR*. 1984. Vol. 274. No 3. Pp. 587 – 591. (Rus)
10. Vasiliev M.A. Features of plastic deformation of metals and alloys in a magnetic field. Overview. *Advances in the physics of metals*. 2007. V. 8. Pp. 65 – 105. (Rus)
11. Lobanov L.M., Paschin N.A., Loginov V.P., Loginova Yu. V. Application of electric impulse processing of structural elements for the purpose of increasing their resource. Overview. *Automatic welding*. No 11. Pp. 26 – 30. (Rus)
12. Seidametov S.V., Loskutov S.V. Influence of pulsed electromagnetic treatment on structural rearrangements of titanium alloy VT3-1. *Journal of Physics and Surface Engineering*. 2016. V. 1. No 1. Pp. 4 – 8. (Rus)
13. Comsol multiphysics modeling and simulation software. <http://www.comsol.com/> (accessed: 20.04.2019).
14. Postnikov I.M. Designing of electrical machines. Kyiv. 1962. 736 p. (Rus)
15. Neiman L.R., Kalantarov P.L. Theoretical Foundations of Electrical Engineering, Part 2. M-L: SEI. 1959. 444 p. (Rus)

Надійшла 25.03.2019

Received 25.03.2019

СИСТЕМА ЕЛЕКТРОЖИВЛЕННЯ ЕЛЕКТРОМАГНІТНОГО ПЕРЕМІШУВАЧА РІДКОГО МЕТАЛУ З ПОЧЕРГОВОЮ ДІЄЮ ПУЛЬСУЮЧОГО ТА БІЖУЧОГО МАГНІТНИХ ПОЛІВ

Ю.М. Гориславець*, докт. техн. наук, **О.І. Глухенький****, канд. техн. наук,
О.І. Бондар***

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

Запропоновано систему електроживлення електромагнітного перемішувача рідкого металу з почерговою силовою дією пульсуючого і біжучого магнітних полів, яка включає в себе два симетро-компенсуючі пристрої (СКП), що дозволяє компенсувати реактивну потужність і симетрувати струми мережі живлення в обох режимах роботи перемішувача. Перемикання режимів живлення та елементів СКП у цій системі здійснюється через електромагнітні контактори. Для кожного режиму живлення (однофазного і двофазного) визначено електромагнітні параметри перемішувача та параметри елементів СКП. Проведено моделювання системи в усталених і перехідних режимах. Показано, що така система дозволяє суттєво зменшити та рівномірно розподілити струми в мережі живлення в обох режимах роботи перемішувача. Для зменшення пускових струмів у процесі комутації запропоновано застосування спеціальних електромагнітних контакторів, що використовуються для комутації конденсаторних батарей. Бібл. 11, рис. 5, таблиця 1.

Ключові слова: система електроживлення, електромагнітний перемішувач, рідкий метал, симетро-компенсуючий пристрій, комутація, електромагнітний контактор, моделювання.

Перемішування рідкого металу є важливою технологічною операцією, яка виконується, зокрема, під час плавлення металів і приготування сплавів з метою інтенсифікації технологічних процесів і поліпшення якості литих металевих заготовок. Особливо гостра потреба в перемішуванні розплаву виникає в плавильних установках з верхнім поверхневим нагріванням, до яких також відносяться відбивні печі та міксери з електричним (печі електроопору) або полум'яним (газові та паливні печі) нагрівом.

Загальновизнано, що найбільш ефективним способом перемішування металевого розплаву в таких установках є електромагнітне перемішування, яке реалізується із застосуванням різноманітних електромагнітних систем, серед яких широкого розповсюдження набули системи індукційного типу на основі індукторів біжучого магнітного поля, зокрема лінійних індукторів [1].

З метою підвищення ефективності перемішування металевого розплаву в таких печах запропоновано використовувати почергову силову дію на рідкий метал біжучого та пульсуючого магнітних полів [2], яку реалізують універсальні електромагнітні перемішувачі. За багатофазного живлення вони створюють біжуче магнітне поле, за однофазного – пульсуюче. Такі перемішувачі досліджувалися в [3, 4] та інших роботах шляхом математичного моделювання пов'язаних електромагнітних, гідродинамічних і теплових процесів у системі "універсальний індуктор – рідкий метал", у результаті чого було встановлено, що найбільш придатними для цих цілей є двострижневі та тристрижневі лінійні індуктори промислової частоти.

Універсальний електромагнітний перемішувач рідкого металу для електричної мережі живлення (силового трансформатора) є відносно потужним (сотні кіловольт-амперів) низькосинусним ($\cos\varphi < 0,1$) навантаженням, що потребує в першу чергу компенсації його реактивної потужності. Цього, як відомо, можна досягти шляхом застосування статичних конденсаторів. Крім того, такі перемішувачі в обох режимах живлення являють собою

несиметричне навантаження для мережі, що потребує симетрування, яке можна реалізувати через симетруючі пристрої, побудовані на основі індуктивно-ємнісних елементів [5, 6]. Отже, для зменшення негативного впливу такого навантаження на електричну мережу, тобто для забезпечення його електромагнітної сумісності з мережею живлення, такі перемішувачі бажано жити від спеціальних систем електроживлення, що мають у своєму складі симетрокомпенсуючі пристрої (СКП). Зважаючи на те, що еквівалентні електромагнітні параметри котушок індуктора універсального перемішувача рідкого металу залежать від режиму живлення (однофазного чи багатофазного), схемотехнічні рішення СКП та їх параметри мають забезпечувати задані умови компенсації і симетрування перемішувача в обох режимах його роботи.

З іншого боку, використання універсального електромагнітного перемішувача з почерговою дією на рідкий метал пульсуючого та біжучого магнітних полів вимагає періодичного перемикання його котушок з однофазного на багатофазне живлення і навпаки, а, отже, і перемикання елементів СКП. Таким чином, у процесі експлуатації такого перемішувача виникає необхідність періодичної комутації індуктивно-ємнісного навантаження, що потребує в першу чергу вибору для нього відповідних комутаційних пристроїв. Слід зазначити, що проведене розрахункове дослідження універсальних індукторів показало, що максимальна ефективність перемішування металу досягається, коли тривалість увімкненого стану кожного режиму перемішувача приблизно дорівнює тривалості перехідного гідродинамічного процесу у ванні печі, яка в залежності від ємності печі складає від 40 до 80 с [7]. Це означає, що частота комутації котушок перемішувача має бути на рівні 20 – 30 циклів вмикань-вимикань на годину, що допускає використання для цих цілей як безконтактних (напівпровідникових ключів), так і контактних (електромагнітних контакторів) комутаційних апаратів.

Метою роботи є визначення особливостей електроживлення універсального електромагнітного перемішувача рідкого металу з почерговою силовою дією на нього пульсуючого і біжучого магнітних полів.

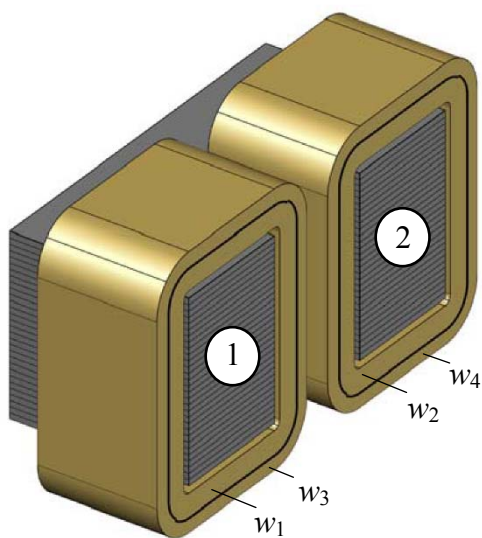


Рис. 1

Розглянемо це питання на прикладі системи живлення універсального електромагнітного перемішувача, побудованого на основі двострижневого індуктора (рис. 1). Обидві його котушки мають по дві секції з $w_1 = w_2 = 39$ та $w_3 = w_4 = 13$ витками, що з'єднані послідовно. Секції з більшою кількістю витків розміщено ближче до стрижнів шихтованого феромагнітного осердя. У режимі однофазного живлення одна лінійна напруга (380 В) паралельно подається на секції обох котушок, що мають 39 витків, а в режимі двофазного живлення різні лінійні напруги подаються на котушки з сумарною кількістю витків 52. Вибір числа витків секцій котушок перемішувача здійснюється таким чином, щоб забезпечити приблизно однакове сумарне струмове навантаження (сумарні ампер-витки) перемішувача в обох режимах його роботи.

У процесі експлуатації перемішувач пристиковується до бічної стінки плавильної печі або міксера з величиною немагнітного проміжку між осердям індуктора і розплавом у 100 мм. Результати мультифізичного моделювання електромагнітних, гідродинамічних і теплових процесів у такій системі представлено в роботі [8].

Принципова схема запропонованої системи електроживлення такого перемішувача наведена на рис. 2, де СЕМП – система електромагнітного перемішування у складі універсального індуктора і рідкого металу печі; Z_k ($k = 1, 2, 3, 4$) – власні імпеданси окремих секцій котушок з числами витків відповідно $w_1 = w_2 = 39$ і $w_3 = w_4 = 13$; $Z_{pn} = Z_{np}$ ($p = 1, 2, 3$; $n = 2, 3, 4$; $p \neq n$) – імпеданси взаємоіндукції секцій.

Власні та взаємні імпеданси секцій котушок визначаються за результатами комп'ютерного моделювання електромагнітного поля перемішувача згідно з [8] за окремого живлення кожної секції. Їх значення розраховуються так [9]:

$$Z_k = R_{k_{DC}} + \frac{i\omega\dot{\Psi}_k}{\dot{I}_k} = R_k + iX_k, \quad (1)$$

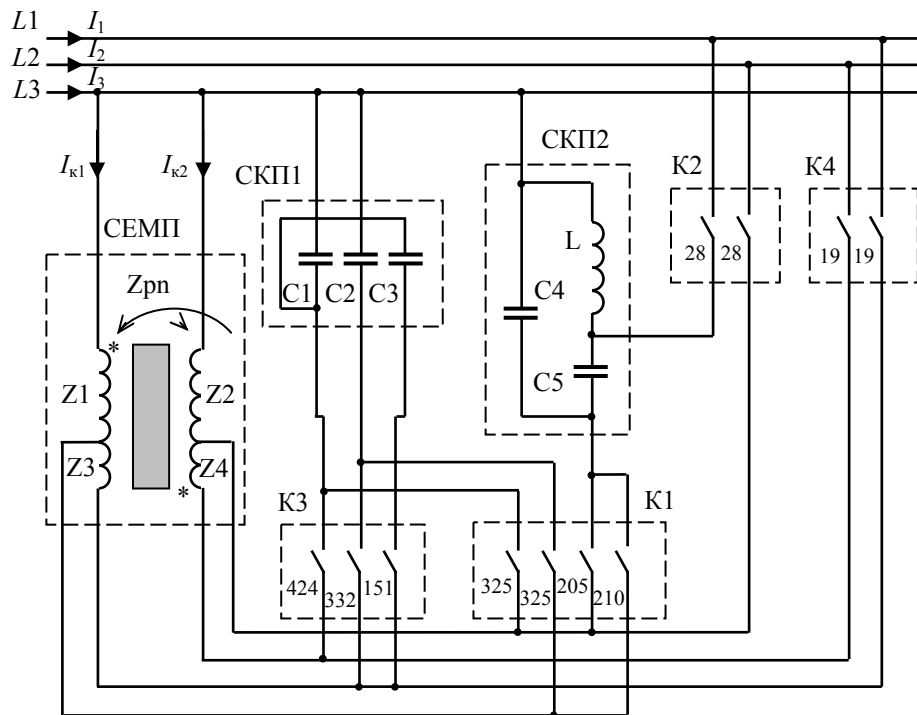


Рис. 2

$$\begin{aligned} \text{де} \quad R_k &= R_{k_{DC}} + \operatorname{Im} \frac{i\omega\dot{\Psi}_k}{\dot{I}_k}, & X_k &= \operatorname{Re} \frac{i\omega\dot{\Psi}_k}{\dot{I}_k}; \\ Z_{pn} &= \frac{i\omega\dot{\Psi}_p}{\dot{I}_n} = R_{pn} + iX_{pn}, & (2) \\ \text{де} \quad R_{pn} &= \operatorname{Im} \frac{i\omega\dot{\Psi}_p}{\dot{I}_n}, & X_{pn} &= \omega M_{pn} = \operatorname{Re} \frac{i\omega\dot{\Psi}_p}{\dot{I}_n}, \end{aligned}$$

де R_{DC} , $\dot{\Psi}$ і $\dot{I}$ – активний опір, потокозчеплення і струм відповідної секції котушок, M_{pn} – коефіцієнт взаємодії секцій.

Система живлення включає в себе два симетрокомпенсуючі пристрої СКП1 та СКП2. Пристрій СКП1 використовується в режимі двофазного живлення, за яким електромагнітний перемішувач для мережі являє собою так зване двоплече навантаження [10]. Три конденсаторні батареї C_1 , C_2 і C_3 пристрою служать для компенсації реактивної потужності перемішувача та одночасного симетрування струмів мережі живлення. Пристрій СКП2 використовується в режимі однофазного живлення. Він побудований на основі схеми симетрування Штейнметца і включає в себе індуктивність L та два конденсатори C_4 і C_5 , які разом з конденсаторами C_1 і C_2 пристрою СКП1 компенсують реактивну потужність і симетрують струми мережі в цьому режимі живлення універсального перемішувача.

Розрахунок параметрів елементів СКП виконується згідно з [10, 6] за умови повної компенсації реактивної потужності в обох режимах роботи перемішувача. Еквівалентні електромагнітні параметри котушок індуктора, необхідні для розрахунку параметрів симетро-компенсуючих пристроїв відповідно до [9, 6], визначаються за результатами

моделювання електромагнітних процесів за заданих напруг на обох котушках індуктора перемішувача. Для обох режимів живлення знаходяться струми в котушках, а еквівалентні повні опори котушок обчислюються як відношення напруги на котушці до її струму. З урахуванням наявності взаєміндуктивного зв'язку між котушками є зрозумілим, що значення $Z_{\text{екв}}$ однієї котушки залежить від режиму живлення іншої.

Еквівалентні опори котушок, отримані в результаті 3D моделювання електромагнітної системи перемішувача за її живлення від симетричної системи напруг, є такими: в режимі однофазного живлення – $Z1_{\text{екв}} = Z2_{\text{екв}} = (0,031 + i 0,701)$ Ом, в режимі двофазного живлення – $Z1_{\text{екв}} = (0,311 + i 0,841)$ Ом, $Z2_{\text{екв}} = (-0,242 + i 0,867)$ Ом. Від'ємне значення активної складової опору $Z2_{\text{екв}}$ означає, що в такій електромагнітній системі за двофазного живлення через індуктор перемішувача відбувається перекачування активної потужності між фазами мережі живлення. Енергія з мережі споживається індуктором через першу котушку та частково повертається в мережу через другу, що призводить до завантаження мережі додатковою активною складовою струму. Баланс активної потужності в режимі двофазного живлення електромагнітного перемішувача виглядає так: перша котушка споживає з мережі 58,5 кВт, друга віддає в мережу 45,3 кВт, втрати в обох котушках складають 4,2 кВт, джоулеві тепловиділення від вихрових струмів у рідкому металі – 9 кВт. Таким чином, активна потужність, що перекачується в мережі, більш ніж утричі перевищує потужність, що споживається перемішувачем.

Розрахункові значення електромагнітних параметрів окремих секцій індуктора та параметрів елементів СКП, позначених на рис.2, наведено в таблиці.

Параметри	Значення	Параметри	Значення
$Z1, Z2$	$(0,024+i\cdot0,547)$ Ом	L	0,045 мГн
$Z3, Z4$	$(0,004+i\cdot0,059)$ Ом	$C1$	2783 мкФ
$Z13, Z24$	$(0,004+i\cdot0,139)$ Ом	$C2$	2703 мкФ
$Z12$	$(0,007+i\cdot0,015)$ Ом	$C3$	1266 мкФ
$Z14, Z23$	$(0,002+i\cdot0,052)$ Ом	$C4$	3572 мкФ
$Z34$	$(0,001+i\cdot0,018)$ Ом	$C5$	228 мкФ

Для перемикання режимів роботи перемішувача в цій системі живлення використовуються електромагнітні контактори. Під час вмикання контакторів К1 і К2 реалізується однофазне живлення, контакторів К3 і К4 – двофазне.

Моделювання наведеної на рис. 2 системи живлення проводилося як в усталених, так і в перехідних режимах. На рис. 3 у вигляді векторних діаграм показано усталені діючі

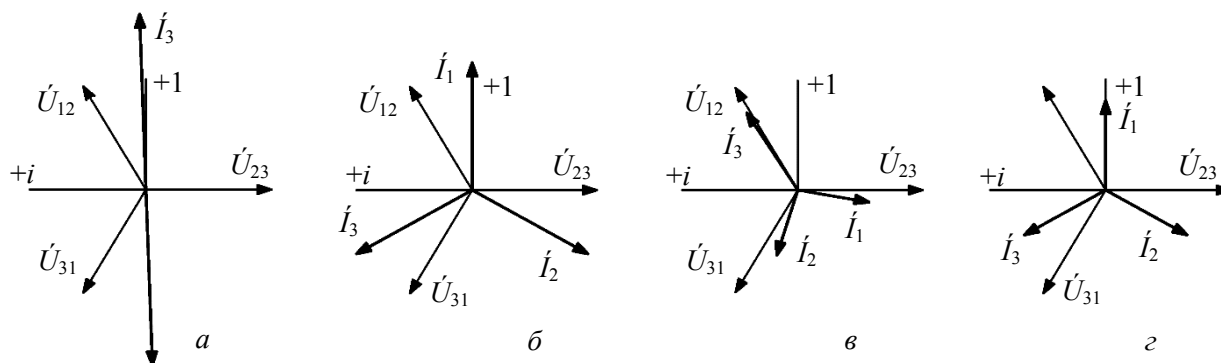


Рис. 3

значення струмів, що протікають у трифазній мережі за однофазного (рис. 2 а, б) і двофазного живлення перемішувача (рис. 2 в, г). Дані рис. 2 а, в були отримані у відсутності симетро-компенсуючих пристроїв, тобто без компенсації і симетрування, а рис. 2 б, г – за

повної компенсації реактивної потужності та ідеального симетрування такого навантаження. Для кращого наочного уявлення вектори струмів на цих діаграмах наведено в різних масштабах. Значення векторів струму на рис. 2 б, г по відношенню до векторів рис. 2 а, в збільшено в 50 разів. Очевидно, що запропонована система живлення універсального перемішувача рідкого металу дозволяє суттєво зменшити та рівномірно розподілити струми по фазах мережі живлення в обох режимах його роботи.

Наведемо усталені значення фазних струмів у лінії трифазної мережі, розраховані для обох режимів роботи в різних випадках, які може забезпечити зазначена система живлення. Ефективні значення струмів для однофазного режиму живлення перемішувача є такими: без компенсації і симетрування – $I = \{I_1; I_2; I_3\} = \{0; 1082; 1082\}$ А; за повної компенсації, але без симетрування – $\{0; 47; 47\}$ А; за повної компенсації і симетрування – $\{28; 28; 28\}$ А. Струми в лінії для двофазного режиму живлення є такими: у відсутності компенсації і симетрування – $\{423; 422; 566\}$ А; за повної компенсації, але без симетрування – $\{161; 132; 29\}$ А та за повної компенсації і симетрування – $\{19; 19; 19\}$ А. Струми в котушках індуктора відповідно складають: у однофазному режимі – $I_{k1} = I_{k2} = 541$ А, у двофазному – $I_{k1} = 423$ А, $I_{k2} = 422$ А.

Із наведеного випливає, що повна компенсація реактивної енергії перемішувача в однофазному режимі без симетрування призводить до суттєвого зменшення струмів у лінії мережі живлення, чого не відбувається у випадку двофазного живлення. Така відмінність пояснюється тим, що за двофазного живлення, як було зазначено, має місце перекачування через індуктор активної потужності між фазами електричної мережі. За рахунок цього лінія мережі живлення, незважаючи на відсутність реактивних струмів, завантажується активним струмом. Проте за повної компенсації і симетрування лінія розвантажується і від цього струму, оскільки перекачування активної потужності в такому разі здійснюється через симетрокомпенсуючий пристрій СКП1, не завантажуючи мережу. Таким чином, наявність у системі живлення симетрокомпенсуючих пристроїв дозволяє суттєво розвантажити мережу живлення універсального перемішувача в обох режимах його роботи.

Моделювання зазначеної системи живлення в стаціонарному режимі дозволило також розрахувати усталені значення струмів через силові контакти електромагнітних контакторів, що необхідно для визначення їх параметрів. Ці значення струмів у амперах наведено на схемі біля контактів контакторів (рис. 2). Струми контакторів К1 і К3 значно перевищують струми, що протікають через контактори К2 і К4, а тому перемикання режимів живлення перемішувача в кожному випадку доцільно проводити в такій послідовності. Спочатку у відсутності струму вмикається контактор К1 або К3 залежно від режиму живлення, а потім з деякою затримкою – відповідно К2 або К4. Таким чином, функціонально контактори К1 і К3 у такому разі служать для попереднього з'єднання між собою (відповідно до тієї чи іншої схеми живлення) котушок перемішувача і елементів СКП, які потім разом під'єднуються до мережі живлення через контактори К2 і К4. Відповідно, в разі вимкнення режимів спочатку роз'єднуються контактори К2 або К4, а потім з деякою затримкою за відсутності струму перемикаються контактори К1 або К3.

При дослідженні перехідних електромагнітних процесів у схему рис. 2 для врахування опорів реальної мережі було включено силовий трифазний трансформатор для живлення електромагнітного перемішувача потужністю 250 кВА (на рисунку не показано). Його параметри, які використовувалися в процесі моделювання, були такими: параметри прямої послідовності – $R_{S1} = 0,01$ Ом, $L_{S1} = 0,08$ мГн; параметри нульової послідовності – $R_{S0} = 0,1$ Ом, $L_{S0} = 0,8$ мГн.

Протікання перехідних електромагнітних процесів у індуктивно-ємнісному навантаженні, яким є універсальний перемішувач з симетро-компенсуючими пристроями, значною мірою залежить від моменту вмикання його в мережу (приєднання до силового трансформатора). Тому в разі використання електромагнітних контакторів як комутуючих пристроїв з некерованим моментом комутації для правильного вибору їх за номіналом важливо визначати значення пускових струмів та тривалість перехідних процесів у найбільш несприятливих для них моментах вмикання.

Враховуючи вищезазначене, було виконано моделювання перехідних процесів у системі живлення для різних моментів вмикання контакторів К2 і К4. У результаті встановлено, що тривалість перехідного процесу в обох режимах живлення не залежить суттєво від моменту вмикання і в середньому становить біля 0,1 с, що не стосується пускового струму. В однофазному режимі живлення перемішувача пускові струми досягають максимальних значень під час вмикання контактора в момент, коли фазовий кут лінійної напруги U_{12} приблизно складає $\alpha = 70$ ел. град. У випадку двофазного живлення виявилося, що таким є момент вмикання при $\alpha = 130$ ел. град. На рис. 4 для цих двох моментів, тобто

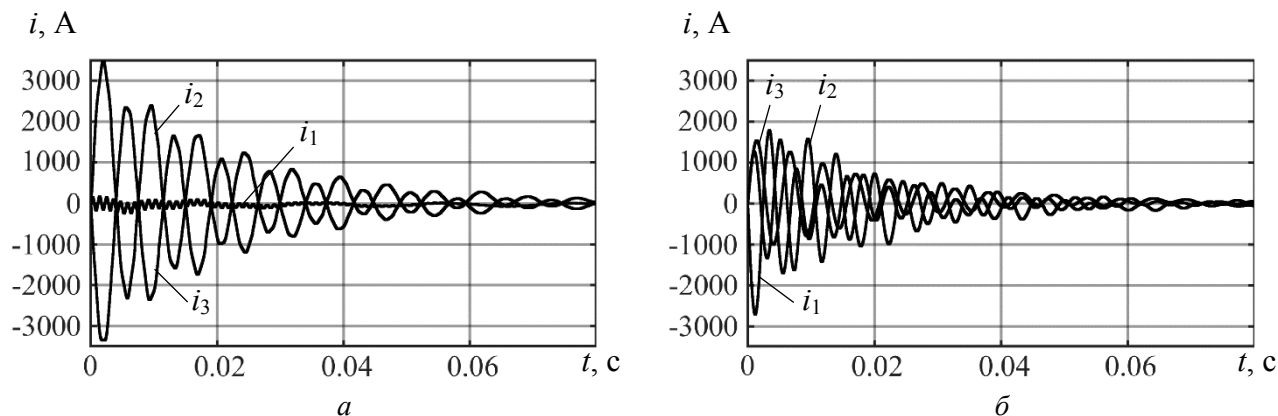


Рис. 4

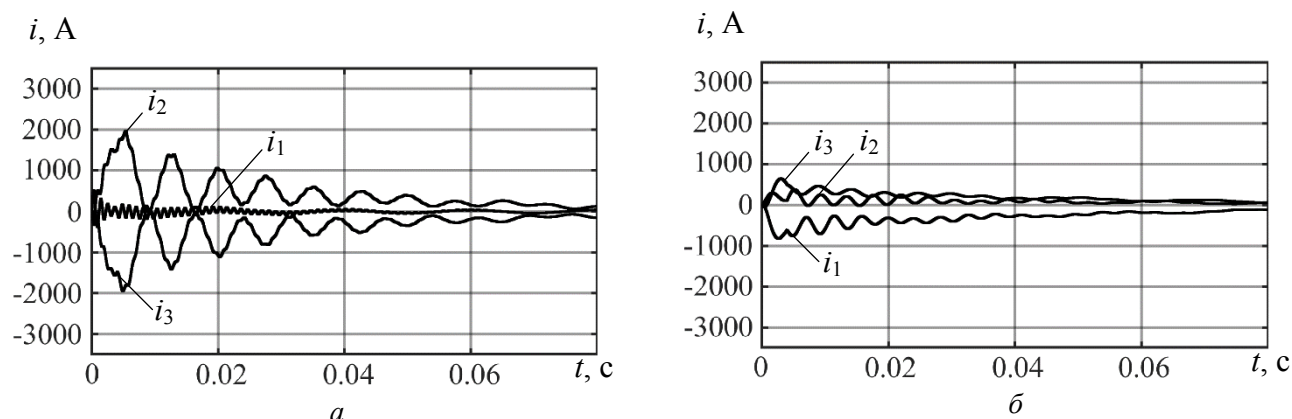


Рис. 5

для $\alpha = 70$ та 130 ел. град., показано миттєві значення струмів у лінії з перебігом часу для однофазного (рис. 4 а) і двофазного (рис. 4 б) живлення електромагнітного перемішувача, звідки видно, що максимальні значення пускових струмів за найнесприятливіших умов можуть більше, ніж на два порядки перевищувати стаціонарні (усталені) значення.

Зменшення цих струмів можливо за рахунок використання спеціально розроблених для комутації конденсаторних батарей електромагнітних контакторів, так званих "конденсаторних контакторів" [11]. На відміну від звичайних контакторів вони обладнані допоміжними контактами з послідовно з'єднаними струмообмежувальними опорами, які встановлені паралельно основним. Допоміжні контакти спрацьовують на декілька мілісекунд раніше основних, що дозволяє суттєво згладити пусковий струм заряду конденсаторів, підвищуючи тим самим ресурс як самого контактора, так і конденсаторної батареї в цілому.

Для порівняння на рис. 5 для обох режимів роботи електромагнітного перемішувача зображено перехідний процес у системі його живлення, контактори К2 і К4 якої мають струмообмежувальні опори. Їхні значення в процесі моделювання було прийнято рівними 0,1 Ом, а затримку спрацювання основних контактів – 4 мс. Дані рисунка також відповідають самим несприятливим моментам вмикання, за яких виникають максимальні пускові струми. Порівнявши рис. 5 і 4, можемо констатувати, що використання конденсаторних контакторів для комутації режимів роботи електромагнітного перемішувача дозволяє майже вдвічі

знизити пускові струми в системі за однофазного живлення і більше, ніж утричі – за двофазного. Такі значення пускових струмів є допустимими для цього типу пристроїв.

Висновки. 1. Систему електроживлення універсального електромагнітного перемішувача рідкого металу з почерговою силовою дією пульсуючого і біжучого магнітних полів доцільно будувати на основі симетро-компенсуючих пристроїв, які дозволяють компенсувати реактивну потужність, уникати перекачування активної потужності в мережі за двофазного живлення та симетрувати струми мережі живлення в обох режимах роботи перемішувача. 2. Для комутації (під'єднання) котушок перемішувача до мережі варто використовувати спеціальні електромагнітні контактори, які призначені для комутації конденсаторних батарей.

Фінансується за держбюджетною темою «Розвиток теорії фізичних процесів у системах електромагнітного перемішування рідкого металу з біжучим і пульсуючим магнітними полями та розроблення на їхній основі ефективних електромагнітних перемішувачів для пічних плавильних агрегатів» (шифр «Пульс-2»), що виконується за Постановою Бюро ВФТПЕ 05.07.2016 р., протокол № 11. Державний реєстраційний номер роботи 0116U008456.

1. Ращепкин А.П., Кондратенко И.П. Методологические основы анализа электромагнитных процессов в линейных индукционных машинах. Київ: Інститут електродинаміки НАН України, 2017. 355 с.
2. Глухенький А.И., Гориславец Ю.М., Максименко В.Ю. Электромагнитный перемешиватель жидкого металла с поочередным действием бегущего и пульсирующего магнитных полей. *Технічна електродинаміка*. 2014. № 4. С.123 – 125.
3. Бондар О.І., Глухенький О.І., Гориславец Ю.М. Визначення основних конструктивних параметрів універсальних перемішувачів рідкого металу. *Праці Ін-ту електродинаміки НАН України*. 2017. № 46. С. 119 – 126.
4. Dubodelov V.I., Gorislavets Y.M., Glukhenkyi A.I., Fikssen V.M. Electromagnetic stirrer of liquid metal with alternate action of travelling and pulsating magnetic fields. *Proceedings of the 8th International Conference on Electromagnetic Processing of Materials EPM2015*. October 12-16, 2015. Cannes, France. Pp. 605 – 608.
5. Милых А.Н., Шидловский А.К., Кузнецов В.Г. Схемы симметрирования однофазных нагрузок в трехфазных цепях. Киев: Наук. Думка, 1973. 220 с.
6. Шидловський А.К., Кузнецов В.Г. Повышение качества энергии в электрических сетях. Киев: Наук. Думка, 1985. 268 с.
7. Глухенький О.І., Гориславец Ю.М., Бондар О.І. Моделювання нагрівання металевого розплаву у відбивній печі при електромагнітному перемішуванні. *Технічна електродинаміка*. 2015. № 6. С. 78 – 83.
8. Гориславец Ю.М., Глухенький О.І., Максименко В.Ю., Бондар О.І. Порівняльний аналіз двох конструктивних рішень електромагнітного перемішувача рідкого металу з почерговою дією пульсуючого і біжучого магнітних полів. *Праці Ін-ту електродинаміки НАН України*. 2015. № 40. С. 103 – 108.
9. Шидловский А.К., Гориславец Ю.М., Глухенький А.И. Электромагнитные системы для дозирования жидких металлов. Киев. Институт електродинаміки НАН України. 2011. 210 с.
10. Борисов Б.П., Зубюк Ю.П., Шнурко В.К. Системы электропитания магнитодинамических установок. Київ: Наук. Думка, 1994. 248 с.
11. Meghana Ramesh, Hebbale Narasimhaiah Nagamani, Venkatasubramanian Vaidhyanathan, Gururaj S. Punekar. Inrush current parameters associated with back-to-back switching of capacitors in a bank. *Electric Power Components and Systems*. Vol. 45. No 3. 2017. Pp. 279 – 287. DOI: <https://doi.org/10.1080/15325008.2016.1201705>

УДК 621.35.035

СИСТЕМА ЭЛЕКТРОПИТАНИЯ ЭЛЕКТРОМАГНИТНОГО ПЕРЕМЕШИВАТЕЛЯ ЖИДКОГО МЕТАЛЛА С ПООЧЕРЕДНЫМ ДЕЙСТВИЕМ ПУЛЬСИРУЮЩЕГО И БЕГУЩЕГО МАГНИТНЫХ ПОЛЕЙ

Гориславец Ю.М., докт. техн. наук, **Глухенький А.И.**, канд. техн. наук, **Бондарь А.И.**

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

Предложена система электропитания электромагнитного перемешивателя жидкого металла с поочередным силовым действием пульсирующего и бегущего магнитных полей, которая включает в себя два симетрокомпенсирующих устройства (СКУ), что позволяет компенсировать реактивную мощность и симметризовать токи питающей сети в обоих режимах работы перемешивателя. Переключение режимов питания и элементов СКУ в этой системе осуществляется с помощью электромагнитных контакторов. Для каждого режима питания (однофазного и двухфазного) определены электромагнитные параметры перемешивателя и параметры элементов СКУ. Проведено моделирование системы в установившихся и переходных режимах. Показано, что такая система позволяет существенно уменьшить и равномерно распределить токи в питающей сети в обоих режимах работы перемешивателя. Для уменьшения пусковых

токов в процессе коммутации предложено использовать специальные электромагнитные контакторы, которые применяются для коммутации конденсаторных батарей. Библ. 11, рис. 5, таблица 1.

Ключевые слова: система электропитания, электромагнитный перемешиватель, жидкий металл, симметрирующее устройство, коммутация, электромагнитный контактор, моделирование.

POWER SUPPLY SYSTEM OF LIQUID METAL ELECTROMAGNETIC STIRRER WITH ALTERNATING PERIODIC ACTION OF PULSING AND TRAVELING MAGNETIC FIELDS

Yu.M. Goryslavets, O.I. Glukhenkyi, O.I. Bondar

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

pr. Peremohy, 56, Kyiv, 03057, Ukraine

Power supply system of liquid metal electromagnetic stirrer with alternating periodic force action of pulsing and traveling magnetic fields have been proposed, that includes two load balancing and reactive power compensative devices (LBRPCD), allowing to compensate reactive power and to balance power supply network currents in both operation modes of stirrer. Switching of power supply modes and LBRPCD elements in this system performed by electromagnetic contactors. For each power supply mode (single phase and double phase) electromagnetic parameters of stirrer and parameters of LBRPCD elements have been determined. Stationary and time dependent simulations for system have been made. It is shown, that such system allows significantly decrease and uniformly distribute currents in power supply network in both stirrer operation modes. For decreasing of starting currents during switching utilizing of special electromagnetic contactors have been proposed, which are used for switching of capacitor banks. References 11, figures 5, table 1.

Key words: power supply system, electromagnetic stirrer, liquid metal, load balancing and reactive power compensative device, switching, electromagnetic contactor, simulation.

1. Raschepking A.P., Kondratenko I.P. Methodological basics of electromagnetic processes analysis in linear induction machines. Kyiv: The Institute of Electrodynamics of the National Academy of Sciences of Ukraine. 2017. 355 p. (Rus)
2. Glukhenkyi O.I., Goryslavets Yu.M., Maksymenko V.Y. Electromagnetic stirrer of liquid metal with alternate action of travelling and pulsing magnetic fields. *Tekhnichna Elektrodynamika*. 2014. No 4. Pp. 123 – 125. (Rus)
3. Bondar O.I., Glukhenkyi O.I., Goryslavets Yu.M. Determining of basic structural parameters of universal stirrers of liquid metal. *Pratsi Instytutu elektrodynamiky Natsionalnoi Akademii Nauk Ukrainy*. 2017. No 46. Pp. 119 – 126. (Ukr)
4. Dubodelov V.I., Goryslavets Y.M., Glukhenkyi A.I., Fikssen V.M. Electromagnetic stirrer of liquid metal with alternate action of travelling and pulsating magnetic fields. *Proceedings of the 8th International Conference on Electromagnetic Processing of Materials EPM2015*. October 12 – 16, 2015. Cannes, France. Pp. 605 – 608.
5. Milyah A.N., Shydlovskii A.K., Kuznetsov V.H. Balancing schemes of single phase loads in three phase circuits. Kiev: Naukova Dumka, 1973. 220 c. (Rus)
6. Shydlovskii A.K., Kuznetsov V.H. Energy quality increasing in electrical networks. Kiev: Naukova Dumka, 1985. 268 p. (Rus)
7. Glukhenkyi O.I., Goryslavets Yu.M., Bondar O.I. Simulation of metal melt heating in reverberatory furnace during electromagnetic stirring. *Tekhnichna Elektrodynamika*. 2015. No 6. Pp. 78 – 83. (Ukr)
8. Goryslavets Yu.M., Glukhenkyi O.I., Maksymenko V.Y., Bondar O.I. Comparative analysis of two constructive solutions of electromagnetic stirrer of liquid metal with alternate action of pulsing and traveling magnetic fields. *Pratsi Instytutu Elektrodynamiky Natsionalnoi Akademii Nauk Ukrainy*. 2015. No 40. Pp. 103 – 108. (Ukr)
9. Shydlovskii A.K., Goryslavets Yu.M., Glukhenkyi O.I., Electromagnetic systems for liquid metal dosing. Kiev. The Institute of Electrodynamics of the National Academy of Sciences of Ukraine. 2011. 210 p. (Rus)
10. Borysov B.P., Zubuyuk Y.P., Shnurko V.K. Power supply systems of magnetohydrodynamic installations. Kyiv: Naukova Dumka, 1994. 248 p. (Rus)
11. Meghana Ramesh, Hebbale Narasimhaiah Nagamani, Venkatasubramanian Vaidhyathan, Gururaj S. Punekar. Inrush current parameters associated with back-to-back switching of capacitors in a bank. *Electric Power Components and Systems*. Vol. 45. No 3. 2017. Pp. 279 – 287. <https://doi.org/10.1080/15325008.2016.1201705>.

Надійшла 04.04.2019

Received 04.04.2019

ОСОБЛИВОСТІ РОБОТИ АВТОНОМНИХ ЗАРЯДНИХ СТАНЦІЙ ЕЛЕКТРОМОБІЛІВ З ВИКОРИСТАННЯМ ФОТОЕЛЕКТРИЧНИХ УСТАНОВОК ТА БУФЕРНИХ АКУМУЛЯТОРІВ ЕНЕРГІЇ

В.Б. Павлов^{1*}, докт. техн. наук, **В.І. Бudyко**^{2**}, канд. техн. наук, **В.М. Кириленко**^{2***}, канд. техн. наук, **М.О. Бudyко**^{2****}, канд. техн. наук, **К.В. Кириленко**^{2*****}, канд. техн. наук

¹ – Інститут електродинаміки НАН України,

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

e-mail: mobil99@ukr.net,

² – Національний технічний університет України

«Київський політехнічний інститут ім. Ігоря Сікорського»,

пр. Перемоги, 37, Київ, 03056, Україна,

e-mail: solar_budko@ukr.net

Запропоновано математичний опис системи автономної зарядної станції електромобілів з використанням фотоелектричних установок. Обґрунтовано необхідну енергоємність буферного акумулятора енергії в разі реалізації автономних зарядних станцій електромобілів з використанням фотоелектричних установок як генераторів електричної енергії. Розглянуто особливості забезпечення електричною енергією зарядної станції на основі реальних даних інтенсивності сонячного випромінювання. Встановлено діапазон потужностей фотоелектричної установки, за яких забезпечується заряд буферного акумулятора з урахуванням дійсних показників сонячного випромінювання. Бібл. 12, рис. 7.

Ключові слова: фотоелектрична система, акумуляторна батарея, електромобіль, автономна зарядна станція.

Вступ. Минулого 2018 року в Україні введено в експлуатацію 646 МВт нових фотоелектричних станцій (ФЕС), що виробляють екологічно чисту електроенергію [1]. Приріст потужності ФЕС у 3,06 раза перевищив 2017 рік. За існуючих темпів нарощування встановленої потужності ФЕС вже до 2030 року їх сумарна потужність досягне 8,5 ГВт, однак паралельно з цим зростатиме потреба в збільшенні регулюючих потужностей об'єднаної енергосистеми (ОЕС) України, що в свою чергу може призвести до сповільнення динаміки будівництва цих об'єктів відновлюваної енергетики.

Одним з варіантів збереження існуючих темпів приросту потужності фотоенергетики в Україні є розвиток та популяризація автономних систем електроживлення з використанням відновлюваних джерел енергії. Досить привабливим у цьому ракурсі є створення автономних зарядних станцій електромобілів (АЗСЕМ) різних типів (як повністю електричних, так і гібридів, що можуть підзаряджатись).

На сьогоднішній день існують практичні приклади реалізації таких зарядних станцій. Зокрема, в рамках проекту «Smart Solar Charging» компанії LomboXnet в Утрехті (Нідерланди) реалізована зарядна станція електромобілів. Вона оснащена 20 пунктами заряджання, підключеними до фотоелектричних установок (ФЕУ) на 200 фотомодулів і системою буферних акумуляторів Tesla Powerpack потужністю 400 кВт та енергоємністю 800 кВт*год [2]. Компанія Pired Power (США) реалізує проекти зарядних станцій електромобілів з використанням ФЕУ номінальною потужністю 16,8 кВт та максимальним зарядним струмом до 40 А [3]. Така розробка є актуальною для електромобілів (ЕМ) з невеликою енергоємністю АБ ($E_{AB}^{EM} \approx 15-17$ кВт*год). За більших значень енергоємності АБ ЕМ зростатиме час заряджання транспортного засобу, що не завжди є зручним. Компанія Envision Solar's (США) запатентувала та реалізує власну розробку мобільної (пересувної) зарядної станції електромобілів, що використовує ФЕУ та буферний акумулятор енергії [4].

На відміну від існуючих аналогів ця розробка може легко переміщатись на нове місце, де є необхідність у зарядженні електричного транспортного засобу, однак потужність такої станції не перевищує 3 кВт, що в свою чергу свідчить про тривалий режим заряджання.

Над проблематикою створення АЗСЕМ з використанням ФЕУ працюють закордонні науковці [5–6], які в своїх дослідженнях намагаються оптимізувати структуру зарядних станцій з використанням фотоелектричних установок, а також зменшити негативний вплив на роботу об'єднаної енергосистеми в разі підключення нових потужностей на основі відновлюваних джерел.

Моделювання виробництва електроенергії ФЕУ $E_{ФЕУ}$ обумовлюється випадковим характером інтенсивності сонячного випромінювання (яке є енергетичним ресурсом), тобто нелінійним алгоритмом перетворення енергії Сонця в електричну енергію, що вносить додаткову невизначеність через особливості роботи фотоелектричних установок у різних кліматичних умовах та різних рельєфних ландшафтах.

Складність моделювання роботи автономної зарядної станції з використанням фотоелектричних установок обумовлюється випадковим характером приїзду електромобіля для зарядження його акумуляторної батареї (яка є споживачем електричної енергії), що вносить додаткову невизначеність через особливості експлуатації електричних транспортних засобів у різних режимах експлуатації.

У роботі розглядаються питання використання енергії Сонця в разі застосування фотоелектричних установок у складі АЗСЕМ. Розміщуються такі зарядні станції в Україні поблизу автобанів, автомагістралей, автомобільних доріг міжнародного та державного значення, а також у населених пунктах і містах за наявності площадки (наземної чи дахової) під встановлення фотоелектричної системи.

Метою роботи є математичний опис систем забезпечення електроенергією автономних зарядних станцій електромобілів з буферними акумуляторами енергії та оцінка можливості використання фотоелектричних установок в їх складі як джерела електричної енергії.

Математичний опис роботи фотоелектричної установки. Інтенсивність сонячного випромінювання, що визначає енергію, яка потрапляє на одиницю площі поверхні за одиницю часу, є випадковою величиною і залежить від астрономічних і метеорологічних факторів – висоти Сонця над обрієм, тривалості дня, хмарності, вологості та прозорості атмосфери.

Описання розподілу інтенсивності сонячного випромінювання проводять бета розподілом [7]. Можливим є також використання експоненціального, геометричного, логнормального та гама розподілів.

Потужність ФЕБ обмежена певною величиною, яка дорівнює номінальній (установленій) потужності $P_{ФЕБ}$ незалежно від величини інтенсивності сонячного випромінювання. Графічний приклад типової кривої потужності наведено на рис. 1. З одного боку, аналіз сімейства ампер-вольтних характеристик показує прямо пропорційну залежність струму ФЕБ від

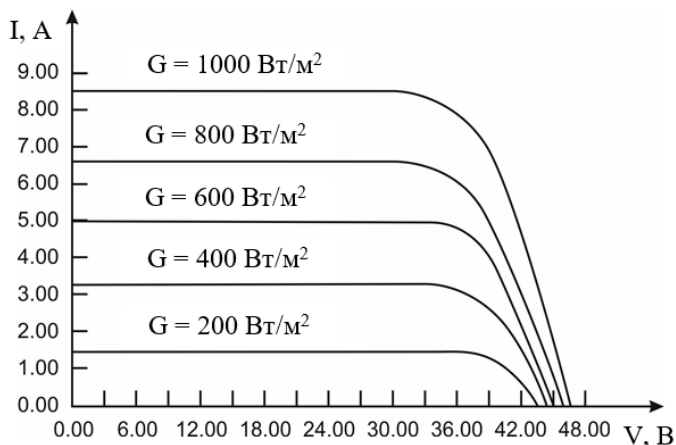


Рис. 1

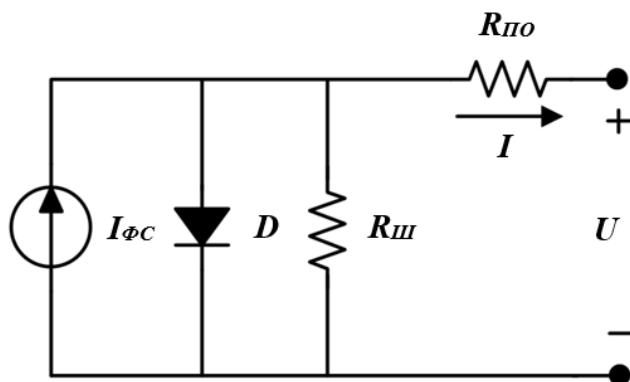


Рис. 2

інтенсивності сонячної радіації (G , Вт/м²). З іншого боку, наведені вольт-амперні характеристики відображають нелінійність залежностей $I_{\Phi EB} = f(U)$, які змінюються залежно від інтенсивності випромінювання і температури. Це, з рештою, визначатиме і нелінійну залежність $P_{\Phi EB} = f(U)$, оскільки потужність ФЕБ $P_{\Phi EB}$ як джерела електричної енергії в найпростішому випадку виглядає як добуток: $P_{\Phi EB} = U_{\Phi EB} \cdot I_{\Phi EB}$.

Аналіз літературних джерел [8, 9], де вивчалось питання моделювання роботи ФЕБ, показав, що найбільш поширеною та простою в реалізації вважається однодіодна схема заміщення фотоелементів (рис. 2). Еквівалентна схема моделі фотоелемента складається з джерела фотоструму ($I_{\Phi C}$), діода (D), резистора (R_{III}), встановленого паралельно до джерела струму, і резистора ($R_{ПО}$), що описує внутрішній опір комірки, а залежність $I_{\Phi EB} = f(U)$ описується таким рівнянням:

$$I_{\Phi EB} = I_{\Phi C} - I_D \left(\exp \left[\frac{q(U + I R_{III})}{k \cdot T \cdot A} \right] - 1 \right) - \frac{(U + I R_{III})}{R_{\Phi}}, \quad (1)$$

де $I_{\Phi C}$ – фотострум, А; I_D – зворотній струм насичення діода, А; R_{III} – шунтуючий опір, Ом; $R_{ПО}$ – послідовний опір, Ом; q – заряд електрона, $1,6 \cdot 10^{-19}$ Кл; k – стала Больцмана, $1,38 \cdot 10^{-23}$ Дж/К; T – робоча температура фотоелемента, К; A – фактор ідеальності фотоелемента, що залежить від технології виготовлення; U – напруга на виході фотоелемента, В.

$$I_{\Phi C} = G \cdot (I_{K3} + K_I (T - T_{CT})), \quad (2)$$

де I_{K3} – струм короткого замикання фотоелемента, А; K_I – температурний коефіцієнт струму короткого замикання; T_{CT} – стандартна (еталонна) температура фотоелемента, К.

На практиці більшого застосування набула **спрощена модель ідеального фотоелемента**, в якій втрати на послідовний опір приймаються $R_{ПО} = 0$, а втрати на шунтуючий опір – $R_{III} = \infty$. Зважаючи на прийняті умови математичний опис вихідної потужності фотоелемента можна представити так:

$$P_{\Phi EB} = U_{\Phi EB} \cdot \left(G [I_{K3} + K_I (T - T_{CT})] - I_D \left(\exp \frac{q U_{\Phi EB}}{k \cdot T \cdot A} - 1 \right) \right) \quad (3)$$

Представлене рівняння (3) дозволяє враховувати вплив температури навколишнього середовища (T) та інтенсивності сонячного випромінювання (G) на вихідну потужність фотоелемента, однак цю модель необхідно також прив'язати до навантаження з метою оцінки його впливу на роботу системи АЗСЕМ в цілому, а це в свою чергу дасть змогу оцінити ефективність використання виробленої енергії та якість забезпечення.

Ефективність використання ФЕБ в автономних енерговузлах визначається кліматометеорологічними умовами місцевості. У разі вибору ФЕБ для автономного енергозабезпечення проводиться попередня енергетична оцінка потенціалу сонячної енергії, за якою визначають придатність конкретної території до використання фотоелектричних установок.

Вирібіток електроенергії, яку можна отримати за рахунок фотоелектричного перетворення ($W_{\Phi EB}$ кВт*год), з урахуванням (3) можна визначити як

$$W_{\Phi EB}(G, T) = \tau_{\Phi EB} \cdot P_{\Phi EB}(G, T) = \tau_{\Phi EB} \cdot U_{\Phi EB} \cdot I_{\Phi EB}(G, T) = \\ = \tau_{\Phi EB} \cdot U_{\Phi EB} \cdot \left(G (I_{K3} + K_I (T - T_{CT})) - I_D \cdot \left(e^{\frac{q \cdot U_{\Phi EB}}{A \cdot k \cdot T}} - 1 \right) \right), \quad (4)$$

де $\tau_{\Phi EB}$ – час роботи фотобатареї, год.

Рівняння (4) можна вважати математичним описом вироблення електроенергії фотоелектричної батареї (або елемента) за конкретних умов інтенсивності сонячного випромінювання (G), температури фотоелемента (T) та часом перетворення енергії сонячного випромінювання в електричну енергію ($\tau_{\Phi EB}$).

Аналіз кліматометеорологічних умов для оцінки можливого енергозабезпечення АЗСЕМ від фотоелектричної установки.

Промодельюємо в програмному середовищі Matlab 2015 можливість забезпечення енергією АЗСЕМ від ФЕБ з урахуванням розподілу інтенсивності сонячного випромінювання для м. Мелітополь Запорізької області, використавши при цьому реальні експериментальні дані вимірювання інтенсивності сонячної радіації (G) для заданої місцевості.

Для аналізу надходження сонячної радіації використаємо дані Мелітопольської актинометричної станції за 2017 рік, що реєструвалися протягом року з інтервалом 10 хв (24262 відліки).

Загальний вигляд закономірностей надходження сонячної радіації (рис. 3), приведеної до зимового часу, ілюструє її екстремальний характер як протягом доби, так і протягом року.

Тривалість світлового дня змінюється від семи год у січні-грудні до 15 год у червні-липні симетрично відносно 11,5 год.

Слід зазначити, що добова інтенсивність сонячної радіації відрізняється від теоретичної косинусоїди внаслідок деякого розширення за рахунок радіації вранішньої та вечірньої зорі та практичної стабільності її максимальних значень від 10 до 13 год.

Максимальні значення сонячної радіації близько 1000 Вт/м^2 з варіацією всього в 7 % мають місце з 70 до 250 днів, тобто протягом половини року, зовні цього інтервалу радіація зростає в першій половині року від 500 до 1000 Вт/м^2 , а в другій половині спадає до 400 Вт/м^2 . Таким чином, у залежності сонячної радіації від дня року можна виділити пряму радіацію і вважати її наближено косинусоїдальною, що накладається на сталу складову розсіяної радіації з максимальною інтенсивністю $400 - 500 \text{ Вт/м}^2$.

Якщо взяти середню і максимальну сонячну радіацію (рис. 4), то середня складає близько половини максимальної і тримається на постійному рівні близько 500 Вт/м^2 від 50 до 270 днів. Але за таких загальних закономірностей добова сонячна радіація надзвичайно залежить від хмар-

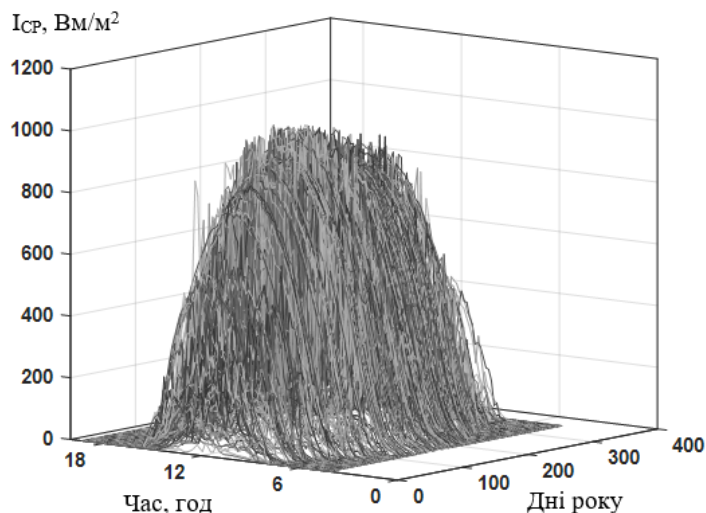


Рис. 3

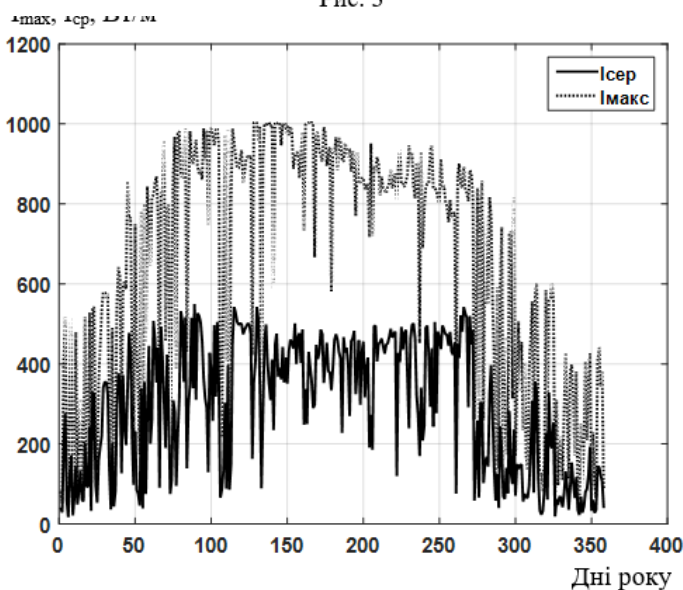


Рис. 4

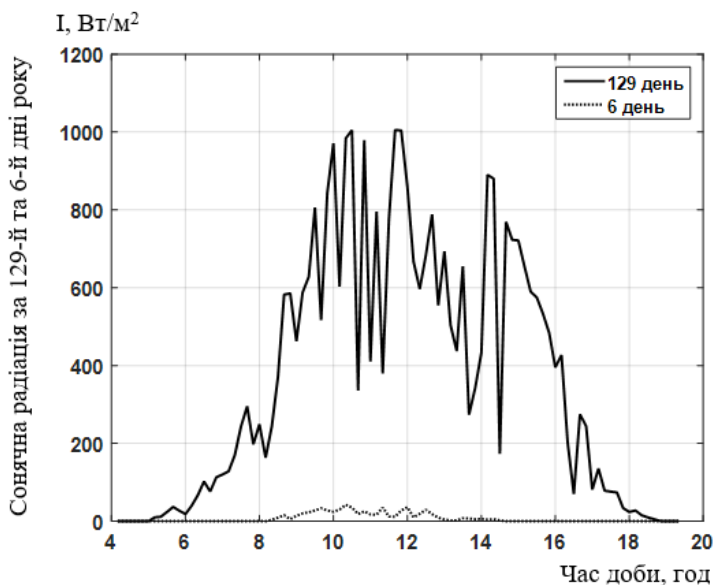


Рис. 5

ності (рис. 5) і може протягом літнього дня в сонячний день за мінливої хмарності змінюватися від 1000 до 150 – 400 Вт/м².

Якщо ж брати до уваги і хмарні дні, то справа значно ускладнюється. Максимальна сонячна радіація 6 січня за день складає всього 42 Вт·год/м², тоді як, наприклад, 23 травня – 1005 Вт·год /м², тобто залежно від пори року і метеорологічних умов рівень сонячної радіації може змінюватися в 25 разів, що разом з відсутністю сонячної радіації вночі незалежно від того, що усереднення за інтервалами часу протягом року дає досить стабільні значення середньої сонячної радіації, свідчить про необхідність обов'язкового акумулювання сонячної енергії для забезпечення неперервної роботи зарядної станції.

Загальна інтегральна крива розподілу експериментальних даних (24262 значення) не відповідає жодному з теоретичних законів розподілу (рис. 6). Найближче відповідають їй експоненціальний і гама розподіли (на графіку вони практично співпадають), однак з 300 Вт/м² відповідність порушується, і експериментальний розподіл до максимального значення сонячної радіації досить добре описується рівномірним розподілом. Відповідно і гістограма експериментального розподілу (рис. 7) від 300 до 900 Вт/м² зберігає практично сталі значення, може бути з невеликим мінімумом, зважаючи на значне число даних.

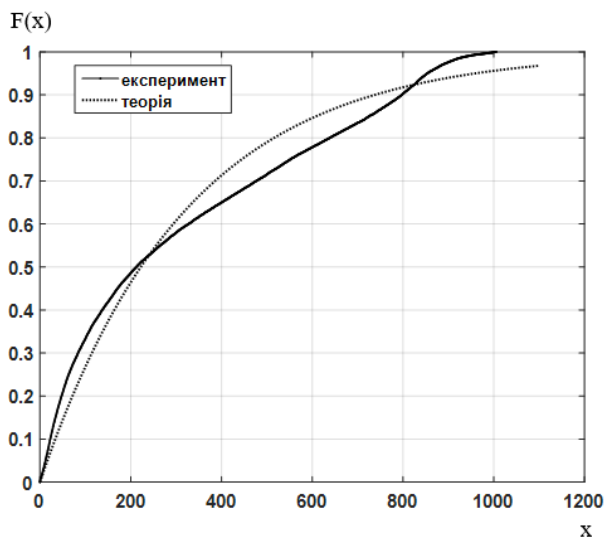


Рис. 6

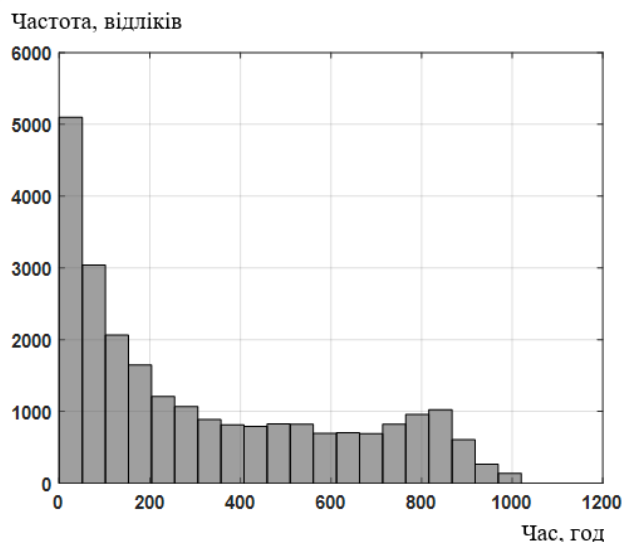


Рис. 7

Статистична перевірка гіпотез про закон розподілу для критичного значення критерію значимості за тестом Колмогорова – Смирнова дала такі значення: нормальний розподіл – $3,2 \cdot 10^{-4}$, Вейбула – $1,2 \cdot 10^{-5}$, логнормальний – $1,1 \cdot 10^{-9}$, логістичний – $3,6 \cdot 10^{-4}$, експоненціальний – $4,2 \cdot 10^{-11}$, гама – $7,2 \cdot 10^{-7}$. І тільки рівномірний розподіл є дійсно наближеним до експериментального, наприклад, для розподілу середніх значень сонячної радіації критерій значимості становить 0,0106.

Крім того, помісячне розглядання інтенсивності сонячної радіації показує, що за максимальної інтенсивності сонячної радіації 400–600 Вт/м² періоди, коли максимальна сонячна радіація не перевищує 200 Вт/м², у листопаді, грудні та січні можуть сягати п'яти днів. У ці дні сумарне вироблення і накопичена енергія в акумуляторах мають бути достатніми для зарядження автомобіля з урахуванням короткого світлового дня. У той же час максимальна інтенсивність сонячної радіації в травні й в літні місяці досить стабільно перебуває на рівні 900–1000 Вт/м², так що за вибраної необхідної для роботи АЗСЕМ енергоємності буферного акумулятора вироблення ФЕБ може перевищувати потреби.

Тому виникає необхідність оптимізувати сумарну ємність акумуляторної батареї, а, можливо, використати інші джерела енергії.

Визначення потужності фотоелектричної системи АЗСЕМ для гарантованого заряду буферного акумулятора. Використання фотоелектричних батарей у разі створення систем генерування є актуальним не лише для вироблення додаткової кількості електроенергії, але залишається доцільним при створенні АЗСЕМ, про що зазначалось вище. Робота такої зарядної станції буде ефективною за виконання умови:

$W_{ФЕБ} = W_{АБ}^{буф} = W_{ВП}^{АЗСЕМ} + W_{АБ}^{ЕМ}$, де $W_{АБ}^{буф}$ – енергія буферної акумуляторної батареї, кВт*год; $W_{ВП}^{АЗСЕМ}$ – енергія, що витрачається на власні потреби АЗСЕМ, кВт*год; $W_{АБ}^{ЕМ}$ – енергія, необхідна для зарядження ЕМ, кВт*год.

Як відомо [10], енергія, необхідна для зарядження АБ електромобіля, визначається рівнянням

$$E_{зАБ}^{ЕМ} = \frac{1}{\eta_{зАБ}} \cdot U_{АБ} \cdot \int_{C_0}^{C_{\max}} C_{зАБ} \cdot \psi(C) \cdot dC = \frac{E_{АБ}^{ЕМ}}{\eta_{зАБ}}, \quad (5)$$

де $E_{зАБ}^{ЕМ}$ – енергія, необхідна для зарядження електромобіля, кВт*год; $\psi(C)$ – функція, що враховує випадковий характер та частоту настання процесу зарядження АБ електромобіля; $\eta_{зАБ}$ – коефіцієнт корисної дії зарядження АБ електромобіля; $U_{АБ}$ – напруга АБ ЕМ, В.

Коефіцієнт запасу енергії $K_{3Е}^{БУФ}$ буферної АБ визначається як

$$K_{3Е}^{БУФ} = \frac{k_{ДЕ} \cdot k_{ВП}}{\eta_{АБ}^{БУФ}}, \quad (6)$$

де $k_{ДЕ}$ – коефіцієнт додаткової енергії, що має передбачатися в буферній АБ; $k_{ВП}$ – коефіцієнт урахування впливу величини споживання енергії на власні потреби АЗСЕМ; $\eta_{АБ}^{БУФ}$ – повний коефіцієнт корисної дії (заряд-розряд) буферної АБ.

Враховуючи математичний опис роботи ФЕБ (4), опис роботи електрохімічної акумуляторної батареї (5), а також коефіцієнт запасу енергії, розглянутий вище математичний опис системи АЗСЕМ з використанням ФЕБ заряду n електромобілів можна записати так:

$$\begin{aligned} & \tau_{ФЕБ} \cdot U_{ФЕБ} \cdot \left(G(I_{КЗ} + K_I(T - T_{СТ})) - I_D \cdot \left(e^{\frac{q \cdot U_{ФЕБ}}{A \cdot k \cdot T}} - 1 \right) \right) = \\ & = K_{3Е}^{БУФ} \left(E_{ВП}^{АЗСЕМ} + \frac{n}{\eta_{зАБ}} U_{АБ} \int_{C_0}^{C_{\max}} C_{зАБ} \cdot \psi(C) \cdot dC \right) \end{aligned} \quad (7)$$

де $E_{ВП}^{АЗСЕМ}$ – енергія на власні потреби АЗСЕМ, кВт*год; $E_{АБ}^{БУФ}$ – енергія буферної акумуляторної батареї, кВт*год; n – кількість електромобілів.

Вираз (7) можна представити у вигляді енергій за допомогою рівняння

$$E_{ФЕБ} = E_{АБ}^{БУФ} = K_{3Е}^{БУФ} \cdot (E_{В.П.}^{АЗСЕМ} + E_{зАБ}^{ЕМ}), \quad (8)$$

Аналіз модельного ряду комерційних електромобілів показав, що на сьогоднішній день питомі витрати на пробіг 1 км шляху в режимі ЕРА (Environmental Protection Agency – американський вимірювальний цикл, що найкраще підходить для умов доріг України) коливаються від 0,133 (BMW i3) до 0,261 кВт*год (Toyota RAV4 EV), тобто від 13,3 до 26,1 кВт*год/100 км пробігу відповідно. У цьому разі повна енергія АБ сучасних електромобілів знаходиться в межах (16-100) кВт*год, а в перспективі можна очікувати її збільшення, проте з заявлених на найближчі п'ять років перспективних новинок легкових електромобілів значення енергії АБ ЕМ не перевищує 100 кВт*год.

Проаналізуємо можливість забезпечення електроенергією АЗСЕМ з використанням ФЕБ для крайніх умов, тобто для днів з найменшим максимальним значенням інтенсивності сонячного випромінювання на 06.01.2017 та для доби з максимальним значенням інтенсивності сонячного випромінювання (10.05.2017), враховуючи температуру навколишнього середовища [11].

Для визначення енергоемності буферної АБ АЗСЕМ урахуємо:

1) власні потреби АЗСЕМ (освітлення та ін.) $E_{ВП}^{АЗСЕМ}$ становлять 3 кВт*год на день;

2) залишкове зарядження АБ ЕМ у разі заїзду електромобіля на зарядну станцію становить 20 % від його максимального значення, тобто $0,2 \cdot E_{AB}^{BY\Phi}$, оскільки за менших залишкових значень заряду акумулятора електромобіль може не дійхати до зарядної станції;

3) ймовірність заїзду електромобіля на зарядну станцію в разі залишкового зарядження АБ ЕМ від 80 % і більше є рівною 0, оскільки дозарядження електромобіля в діапазоні від $(0,8 \div 1)E_{AB}^{EM}$ необхідно проводити в стаціонарному (не прискореному) режимі зарядження;

4) додаткова енергія буферної АБ АЗСЕМ має становити не менше 20 % від номінального значення, тобто $k_{DE} = 1,2$;

5) максимальне значення напруги буферної АБ ЕЗСЕМ є рівним $U_{AB}^{BY\Phi} = 600 \text{ В}$;

6) коефіцієнт корисної дії буферної акумуляторної батареї є рівним 80 % ($\eta_{AB}^{BY\Phi} = 0,8$), а коефіцієнт зарядження акумуляторної батареї електромобіля – рівним 90 % ($\eta_{зAB} = 0,9$).

Розглянемо можливість забезпечення зарядження одного електромобіля з найбільшою бортовою АБ, наприклад $E_{AB}^{EM} = 100 \text{ кВт} \cdot \text{год}$ (Tesla Model X) з нульовою залишковою енергією (електромобіль з повністю розрядженими тяговими АБ, доставлений за допомогою аварійного канату чи привезений евакуатором). У такому разі енергія буферної АБ для гарантованого забезпечення роботи АЗСЕМ у випадку зарядження ЕМ з максимальною потребою у $80 \text{ кВт} \cdot \text{год}$ має становити

$$E_{AB}^{BY\Phi} = \frac{3 + \frac{80}{0,9}}{0,8} = 137,83 \text{ кВт} \cdot \text{год} \quad (9)$$

Для визначення необхідної потужності фотоелектричної установки беремо для розрахунків параметри фотомодуля LG365Q1C-A5 (Південна Корея) [12], для якого є характерним підвищений у 21,1 % ККД, а максимальна потужність у разі $G = 1000 \text{ Вт/м}^2$ складає $P_{ФЕБ} = 365 \text{ Вт}$.

Враховуючи прийняту щоденну потребу для зарядження одного електромобіля в $137,82 \text{ кВт} \cdot \text{год}$, а також показники інтенсивності сонячного випромінювання для доби з найменшим надходженням сонячної енергії згідно з рівнянням (4) з використанням програмного середовища Matlab 2015, визначаємо, що потужність фотоелектричної станції для прийнятих умов має складати $P_{ФЕС} = 1264,2 \text{ кВт}$. У цьому випадку, в разі встановлення такої потужності ФЕС в інші дні з більшим надходженням сонячного випромінювання спостерігається виробіток надлишкової енергії, що вимагатиме вирішення питання її подальшого використання. У випадку відімкнення ФЕС у міру повного зарядження буферної АБ виникатиме проблема неефективного використання генеруючого устаткування.

Водночас, використовуючи показники інтенсивності сонячного випромінювання для доби з найбільшим надходженням сонячної енергії, визначаємо, що потужність фотоелектричної станції для прийнятих умов має складати $P_{ФЕС} = 21,44 \text{ кВт}$. У цьому випадку в разі встановлення такої потужності ФЕС в інші дні з меншим надходженням сонячного випромінювання спостерігатиметься недозарядження буферної АБ і відповідно робота АЗСЕМ буде неефективною.

Висновки. 1. У результаті програмного моделювання в середовищі Matlab 2015 встановлено, що необхідна потужність ФЕС у складі АЗСЕМ для зарядження одного ЕМ з максимальною енергоємністю тягової АБ коливається в межах від $P_{ФЕС} = 21,44 \text{ кВт}$ для доби з найбільшим надходженням сонячного випромінювання до $P_{ФЕС} = 1264,2 \text{ кВт}$ для доби з найменшим надходженням сонячної енергії. Такий великий розбіг потужності ФЕС свідчить про необхідність комплексного використання декількох відновлюваних джерел енергії, наприклад «ВЕС-ФЕС», «ГЕС-ФЕС», «Біогазова електростанція – ФЕС», що дасть змогу зменшити вплив коливання інтенсивності сонячного випромінювання та раціоналізувати необхідну потужність ФЕС.

2. Використання ФЕС з мінімальною потужністю $P_{ФЕС} = 21,44 \text{ кВт}$ може забезпечити зарядження ЕМ з максимальною енергоємністю в дні з меншим надходженням сонячного

випромінювання (у порівнянні з добою максимального сонячного випромінювання) за умови приїзду ЕМ з більшим значенням залишкової енергії тягової АБ або за умови приїзду на АЗС електромобіля з меншою енергоємністю тягової АБ.

3. Запропоновано математичний опис забезпечення енергією автономної зарядної станції електромобілів з використанням фотоелектричних установок для зарядження електричних транспортних засобів з урахуванням нелінійного характеру виробітку електроенергії та стохастичного характеру її споживання протягом доби. Цей математичний опис може бути поширеним на інші потенційно перспективні місця встановлення автономних зарядних станцій електромобілів у різних регіонах України за умови наявності об'єктивних вихідних даних по розподілу інтенсивності сонячного випромінювання.

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»), що виконується за Постановою Бюро ВФТПЕ 05.07.2016 р., протокол № 11. Державний реєстраційний номер роботи 0116U008455.

1. НКРЕКП інформує про розвиток сектору ВДЕ за 2018 рік.
URL: <http://www.nerc.gov.ua/index.php/web/data/filearch/postanovy/2018/p1825-d-2018.pdf?news=8586>
(дата звернення: 10.01.2019).
2. Electric cars can now charge on sunlight day and night with Tesla Powerpacks at new 'Smart Solar Charging' station.
URL: <https://electrek.co/2018/06/05/electric-cars-charge-on-sunlight-tesla-powerpacks-smart-solar-charging-station/>
(дата звернення: 10.01.2019).
3. Lead the charge. Drive solar. URL: <https://pairedpower.com/> (дата звернення: 14.01.2019).
4. Electric vehicle autonomous renewable charger. URL: <http://www.envisionsolar.com/ev-arc/> (дата звернення: 14.01.2019).
5. Chandra G.R, Mouli P., Bauer M. Zeman System design for a solar powered electric vehicle charging station for workplaces. Applied Energy. 15 April 2016. Vol. 168. Pp. 434 – 443.
URL: <https://doi.org/10.1016/j.apenergy.2016.01.110>
6. Rasolomampionona D., Maeght François, Cresson Pierre-Yves, Favier Patrick, Experimental solar-based charging station for electric vehicles. PRZEGLĄD ELEKTROTECHNICZNY. Electrical Review, R. 87 NR 6.2011. Pp. 58 – 62
URL: <http://pe.org.pl/articles/2011/6/9.pdf>
7. Кузнецов М. П. Імовірнісні характеристики потужності вітроелектричних станцій у складі електроенергетичної системи: дис. на здоб. наук. ступ. д-ра техн. наук : 05.14.08. Інститут відновлюваної енергетики НАН України. Київ. 2015. 302 с.
8. Wasynczuk O., Dynamic behavior of a class of photovoltaic power systems. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems. 1983. 102. Pp. 3031 – 3037.
9. Phang J.C.H., Chan D.S.H., Philips J.R. Accurate analytical method for the extraction of solar cell model parameters. Electronics Letters. 1984. 20. Pp. 406 – 408.
10. Будько В.І. Розроблення математичної моделі роботи автономної зарядної станції електромобілів від вітроелектричних установок. Відновлювана енергетика. 2017. № 3. С. 6 – 13.
11. Архив погоды в Мелитополі. URL: <https://meteo.ua/archive/34/kyiv/2017-1-6> (дата звернення: 15.01.2019).
12. LG365Q1C-A5. URL: <https://www.lg.com/us/business/search.lg?search=LG365Q1C-A5> (дата звернення: 15.01.2019).

УДК 621.345

ОСОБЕННОСТИ РАБОТЫ АВТОНОМНЫХ ЗАРЯДНЫХ СТАНЦИЙ ЭЛЕКТРОМОБИЛЕЙ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ФОТОЭЛЕКТРИЧЕСКИХ УСТАНОВОК И БУФЕРНЫХ АККУМУЛЯТОРОВ ЭНЕРГИИ

В.Б. Павлов¹, докт. техн. наук, **В.И. Будько**², канд. техн. наук, **В.М. Кириленко**², канд. техн. наук, **М.А. Будько**², канд. техн. наук, **К.В. Кириленко**², канд. техн. наук

¹ – Інститут електродинаміки НАН України,
пр. Перемоги, 56, Київ, 03057, Україна,

e-mail: mobil99@ukr.net,

² – Національний технічний університет України
«Київський політехнічний інститут ім. Ігоря Сікорського»,
пр. Перемоги, 37, Київ, 03056, Україна,

e-mail: solar_budko@ukr.net

Предложено математическое описание системы автономной зарядной станции электромобилей с использованием фотоэлектрических установок. Обоснована необходимая энергоемкость буферного аккумулятора энергии при реализации автономных зарядных станций электромобилей с использованием фотоэлектрических установок как генераторов электроэнергии. Рассмотрены особенности обеспечения электрической энергией зарядной станции на основе реальных данных интенсивности солнечного излучения. Установлен диапазон мощностей фотоэлектрических установок, при которых обеспечивается заряд буферного аккумулятора с учетом реальных показателей солнечного излучения. Библ. 12, рис.7.

Ключевые слова: фотоэлектрическая система, аккумуляторная батарея, электромобиль, автономная зарядная станция.

FEATURES OF OPERATION OF AUTONOMOUS CHARGER STATIONS BY ELECTRIC VEHICLES USING SOLAR FOTOELECTRIC SYSTEMS AND BUFFER BATTERIES OF ENERGY

V.B. Pavlov¹, V.I. Budko², V.M. Kyrylenko², M.O. Budko², K.V. Kyrylenko²

¹ – Institute of Electrodynamics of the National Academy of Sciences of Ukraine,
pr. Peremohy, 56, Kyiv, 03057, Ukraine, e-mail: mobil99@ukr.net,

² – National Technical University of Ukraine "Igor Sikorsky Kiev Polytechnic Institute",
pr. Peremohy, 37, Kyiv, 03056, Ukraine, e-mail: solar_budko@ukr.net,

The mathematical description of the system of an autonomous charging station of electric vehicles using photovoltaic systems is proposed. The necessary energy intensity of the buffer energy accumulator is substantiated in the case of the implementation of autonomous charging stations of electric vehicles with the use of photovoltaic installations as generators of electric energy. The features of electric power supply of the charging station on the basis of real data of intensity of solar radiation are considered. A range of capacities of a photoelectric installation has been established at which the charge of a buffer accumulator is ensured, taking into account actual solar indicators. References 12, figures 7.

Keywords: photovoltaic system, battery, electric vehicle, autonomous charging station.

1. NKREKP informuie pro rozvytok sektoru VDE za 2018 rik.
URL: <http://www.nerc.gov.ua/index.php/web/data/filearch/postanovy/2018/p1825-d-2018.pdf?news=8586>
(accessed 10.01.2019). (Ukr)
2. Electric cars can now charge on sunlight day and night with Tesla Powerpacks at new 'Smart Solar Charging' station.
URL: <https://electrek.co/2018/06/05/electric-cars-charge-on-sunlight-tesla-powerpacks-smart-solar-charging-station/>
(accessed 10.01.2019). (Eng)
3. Lead the charge. Drive solar. URL: <https://pairedpower.com/> (accessed 14.01.2019). (Eng)
4. Electric vehicle autonomous renewable charger. URL: <http://www.envisionsolar.com/ev-arc/>
(accessed 14.01.2019). (Eng)
5. Chandra G.R, Mouli P.Bauer M.Zeman System design for a solar powered electric vehicle charging station for workplaces. Applied Energy. 15 April 2016, Vol. 168. Pp. 434 – 443.
URL: <https://doi.org/10.1016/j.apenergy.2016.01.110> (Eng)
6. Rasolomampionona D., Maeght François, Cresson Pierre-Yves, Favier Patrick. Experimental solar-based charging station for electric vehicles. PRZEGLĄD ELEKTROTECHNICZNY. Electrical Review. R. 87 NR 6.2011 Pp. 58 – 62.
URL: <http://pe.org.pl/articles/2011/6/9.pdf> (Eng)
7. Kuznetsov M.P. Probabilistic characteristics of the power of wind power plants in the electric power system: diss. to bake sciences step Dr. Tech. Sciences: 05.14.08. National Academy of Sciences of Ukraine, Institute of Nuclear Energy. Kyiv, 2015. 302 p. (Ukr)
8. Wasynczuk O., Dynamic behavior of a class of photovoltaic power systems, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems* 1983. 102. 3031 – 3037. (Eng)
9. Phang J.C.H., Chan D.S.H., Philips J.R. Accurate analytical method for the extraction of solar cell model parameters. Electronics Letters. 1984. 20. Pp 40 – 408. (Eng)
10. Budko V.I. Rozroblennia matematychnoi modeli roboty avtonomnoi zariadnoi stantsii elektromobiliv vid vitroelektrychnykh ustanovok. Vidnovliuvana enerhetyka. No 3. 2017. Pp. 6 – 13 (Ukr)
11. Arhiv pogodyi v Melitopole. URL: <https://meteo.ua/archive/34/kyiv/2017-1-6> (accessed 15.01.2019). (Rus)
12. LG365Q1C-A5. URL: <https://www.lg.com/us/business/search.lg?search=LG365Q1C-A5>
(accessed 15.01.2019). (Eng)