

ISSN 2074-272X

**науково-практичний
журнал**

2018/2



ЕІЕ **Електротехніка і** **ЕІЕ** **електромеханіка**

Electrical Engineering

& Electromechanics

Електротехніка. Визначні події. Славетні імена
Електричні машини та апарати
Електротехнічні комплекси та системи.

Силова електроніка

Теоретична електротехніка та електрофізика

Техніка сильних електричних та магнітних полів.

Кабельна техніка

Електричний транспорт

Електричні станції, мережі і системи

***З 2016р. журнал індексується у міжнародній
наукометричній базі Web of Science
Core Collection: Emerging Sources
Citation Index***



«ЕЛЕКТРОТЕХНІКА І ЕЛЕКТРОМЕХАНІКА»

НАУКОВО-ПРАКТИЧНИЙ ЖУРНАЛ

Видання засновано Національним технічним університетом «Харківський політехнічний інститут» (НТУ «ХПІ») та Державною установою «Інститут технічних проблем магнетизму Національної академії наук України» (ДУ «ІТПМ НАНУ»)

Журнал засновано у 2002 р.

Свідоцтво про державну реєстрацію друкованого засобу масової інформації
Серія КВ № 21021-10821ПР від 07.10.2014 р.



«ELECTRICAL ENGINEERING & ELECTROMECHANICS»

INTERNATIONAL EDITORIAL BOARD

- Klymenko B.V.** Editor-in-Chief, Professor, National Technical University "Kharkiv Polytechnic Institute" (NTU "KhPI"), Ukraine
Sokol Ye.I. Deputy Editor, Professor, Corresponding member of NAS of Ukraine, rector of NTU "KhPI", Ukraine
Rozov V.Yu. Deputy Editor, Professor, Corresponding member of NAS of Ukraine, Director of State Institution "Institute of Technical Problems of Magnetism of the NAS of Ukraine"(SI "ITPM NASU"), Kharkiv, Ukraine
- Batygin Yu.V.** Professor, Kharkiv National Automobile and Highway University, Ukraine
Bíró O. Professor, Institute for Fundamentals and Theory in Electrical Engineering, Graz, Austria
Bolyukh V.F. Professor, NTU "KhPI", Ukraine
Doležel I. Professor, University of West Bohemia, Pilsen, Czech Republic
Féliachi M. Professor, University of Nantes, France
Gurevich V.I. Ph.D., Honorable Professor, Central Electrical Laboratory of Israel Electric Corporation, Haifa, Israel
Kildishev A.V. Associate Research Professor, Purdue University, USA
Kuznetsov B.I. Professor, SI "ITPM NASU", Ukraine
Kyrylenko O.V. Professor, Member of NAS of Ukraine, Institute of Electrodynamics of NAS of Ukraine, Kyiv, Ukraine
Podoltsev A.D. Professor, Institute of Electrodynamics of NAS of Ukraine, Kyiv, Ukraine
Rainin V.E. Professor, Moscow Power Engineering Institute, Russia
Rezynkina M.M. Professor, NTU "KhPI", Ukraine
Rožanov Yu.K. Professor, Moscow Power Engineering Institute, Russia
Shkolnik A.A. Ph.D., Central Electrical Laboratory of Israel Electric Corporation, member of CIGRE (SC A2 - Transformers), Haifa, Israel
Yuferov V.B. Professor, National Science Center "Kharkiv Institute of Physics and Technology", Ukraine
Vinitzki Yu.D. Professor, GE EEM, Moscow, Russia
Zagirnyak M.V. Professor, Member of NAES of Ukraine, rector of Kremenchuk M.Ostrohradskyi National University, Ukraine
Zgraja J. Professor, Institute of Applied Computer Science, Lodz University of Technology, Poland

НАЦІОНАЛЬНА РЕДАКЦІЙНА КОЛЕГІЯ*

- Клименко Б.В.** головний редактор, професор, НТУ "ХПІ"
Сокол Є.І. заступник головного редактора, член-кор. НАНУ, ректор НТУ "ХПІ"
Розов В.Ю. заступник головного редактора, член-кор. НАНУ, директор ДУ «ІТПМ НАНУ»
Гречко О.М. відповідальний секретар, к.т.н., НТУ "ХПІ"
Баранов М.І. д.т.н., НДПКІ "Молнія" НТУ "ХПІ"
Боев В.М. професор, НТУ "ХПІ"
Буткевич О.Ф. професор, Інститут електродинаміки НАНУ

- Веприк Ю.М.** професор, НТУ "ХПІ"
Гриб О.Г. професор, НТУ "ХПІ"
Гурин А.Г. професор, НТУ "ХПІ"
Жемеров Г.Г. професор, НТУ "ХПІ"
Клепиков В.Б. професор, НТУ "ХПІ"
Кравченко В.І. професор, НТУ "ХПІ"
Мілих В.І. професор, НТУ "ХПІ"
Михайлов В.М. професор, НТУ "ХПІ"
Омельяненко В.І. професор, НТУ "ХПІ"
Пуйло Г.В. професор, ОНПУ, Одеса
Резинкін О.Л. професор, НТУ "ХПІ"
Сосков А.Г. професор, ХНУМГ імені О.М. Бекетова
Ткачук В.І. професор, НУ "Львівська Політехніка"
Шинкаренко В.Ф. професор, Національний технічний університет України "Київський політехнічний інститут"

* Члени національної редакційної колегії працюють у провідних українських наукових, освітніх та дослідницьких установах

NATIONAL EDITORIAL BOARD*

- Klymenko B.V.** Editor-in-Chief, professor, NTU "KhPI"
Sokol Ye.I. Deputy Editor, corresponding member of NAS of Ukraine, rector of NTU "KhPI"
Rozov V.Yu. Deputy Editor, corresponding member of NAS of Ukraine, Director of SI "ITPM NASU"
Grechko O.M. Executive Managing Editor, Ph.D., NTU "KhPI"
Baranov M.I. Dr.Sc. (Eng.), NTU "KhPI"
Boev V.M. Professor, NTU "KhPI"
Butkevych O.F. Professor, Institute of Electrodynamics of NAS of Ukraine
Vepryk Yu.M. Professor, NTU "KhPI"
Gryb O.G. Professor, NTU "KhPI"
Guryn A.G. Professor, NTU "KhPI"
Zhemerov G.G. Professor, NTU "KhPI"
Klepikov V.B. Professor, NTU "KhPI"
Kravchenko V.I. Professor, NTU "KhPI"
Milykh V.I. Professor, NTU "KhPI"
Mikhaylov V.M. Professor, NTU "KhPI"
Omelyanenko V.I. Professor, NTU "KhPI"
Puilo G.V. Professor, Odessa National Polytechnic University
Rezynkin O.L. Professor, NTU "KhPI"
Soskov A.G. Professor, O.M. Beketov National University
Tkachuk V.I. Professor, Lviv Polytechnic National University
Shynkarenko V.F. Professor, National Technical University of Ukraine "Kyiv Polytechnic Institute"

* Members of National Editorial Board work in leading Ukrainian scientific, educational and research institutions

Адреса редакції / Editorial office address:

Кафедра "Електричні апарати", НТУ "ХПІ", вул. Кирпичова, 2, м. Харків, 61002, Україна
Dept. of Electrical Apparatus, NTU "KhPI", Kurpychova Str., 2, Kharkiv, 61002, Ukraine

тел. / phone: +38 057 7076281, +38 067 3594696, e-mail: a.m.grechko@gmail.com (Гречко Олександр Михайлович / Grechko O.M.)

ISSN (print) 2074-272X

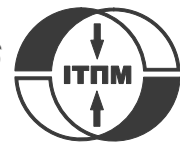
ISSN (online) 2309-3404

© Національний технічний університет "Харківський політехнічний інститут", 2018
© ДУ "Інститут технічних проблем магнетизму Національної академії наук України", 2018

Підписано до друку 10.04.2018 р. Формат 60 x 90 ¼. Папір – офсетний. Друк – лазерний. Друк. арк. 9,25.

Наклад 200 прим. Зам. № 66/172-02-2018. Ціна договірна.

Надруковано ТОВ "Друкарня "Мадрид", Україна, 61024, м. Харків, вул. Максиміліанівська, 11



ЗМІСТ

Електротехніка. Визначні події. Славетні імена

Баранов М.И. Антология выдающихся достижений в науке и технике. Часть 43: Традиционная энергетика. Тепловые электрические станции: состояние и перспективы их развития 3

Електричні машини та апарати

Болух В.Ф., Кочерга А.И., Щукин И.С. Электромеханические процессы в линейном импульсно-индукционном электромеханическом преобразователе с подвижным индуктором и двумя якорями 11
Маляр В.С., Маляр А.В. Дослідження впливу додаткового активного опору в колі обмотки збудження на пускові характеристики явнополюсних синхронних двигунів 18

Електротехнічні комплекси та системи. Силова електроніка

Андрющенко А.М., Нікульшин В.Р., Денисова А.Є. Переваги систем електричного опалення з нічним акумулюванням теплоти в умовах України 24
Plesnetsov S.Yu., Petrishchev O.N., Mygushchenko R.P., Suchkov G.M., Sotnik S.V., Kropachek O.Yu. Powerful sources of pulse high-frequency electromechanical transducers for measurement, testing and diagnostics 31

Теоретична електротехніка та електрофізика

Кузнецов Б.И., Никитина Т.Б., Бовдуй И.В., Волошко А.В., Виниченко Е.В., Кобылянский Б.Б. Разработка и исследование макета системы активного экранирования магнитного поля, создаваемого группой воздушных линий электропередачи 36

Техніка сильних електричних та магнітних полів. Кабельна техніка

Беспрозванных А.В., Золотарев В.М., Антонец Ю.А. Влияние толщины изоляции защищенных проводов высоковольтных ЛЭП на их пропускную способность по току 41
Zolotaryov V.M., Shcherba M.A., Belyanin R.V., Mygushchenko R.P., Korzhov I.M. Electromechanical transient processes during supply voltage changing in the system of polymer insulation covering of the current-carrying core of ultra high voltage cables 47
Чаплыгин Е.А., Барбашова М.В., Коваль А.Ю. Численные оценки электродинамических процессов в индукторной системе с притягивающим экраном и плоским прямоугольным соленоидом 54

Електричний транспорт

Буряковский С.Г., Маслій А.С., Панченко В.В., Помазан Д.П., Деніс І.В. Дослідження режимів роботи тепловоза ЧМЕЗ на імітаційній моделі 59

Електричні станції, мережі і системи

Артеменко М.Ю., Батрак Л.М., Поліщук С.Й. Фільтрація струмів в трифазній трипроводній системі електроживлення при несиметричних синусоїдних напругах 63
Кузнецов В.Г., Тугай Ю.І., Кучанський В.В., Лиховид Ю.Г., Мельничук В.А. Резонансні перенапруги у несинусоїдному режимі магістральної електричної мережі 69

TABLE OF CONTENTS

Electrical Engineering. Great Events. Famous Names

Baranov M.I. An anthology of the distinguished achievements in science and technique. Part 43: Traditional power engineering. Thermal power plants: state and prospects of their development 3

Electrical Machines and Apparatus

Bolyukh V.F., Kocherga A.I., Schukin I.S. Electromechanical processes in a linear pulse-induction electromechanical converter with a movable inductor and two armatures 11
Malyar V.S., Malyar A.V. Studying the effect of an additional active resistance in the field winding circuit on starting characteristics of salient-pole synchronous motors 18

Electrotechnical Complexes and Systems. Power Electronics

Andryushchenko A.M., Nikulshin V.R., Denysova A.E. Advantages of electrical heating systems with night heat accumulation in Ukrainian conditions 24
Plesnetsov S.Yu., Petrishchev O.N., Mygushchenko R.P., Suchkov G.M., Sotnik S.V., Kropachek O.Yu. Powerful sources of pulse high-frequency electromechanical transducers for measurement, testing and diagnostics 31

Theoretical Electrical Engineering and Electrophysics

Kuznetsov B.I., Nikitina T.B., Bovdyj I.V., Voloshko A.V., Vinichenko E.V., Kobilyanskiy B.B. Development and investigation of layout of active screening system of the magnetic field generated by group of overhead transmission lines.... 36

High Electric and Magnetic Field Engineering. Cable Engineering

Bezprozvannyh G.V., Zolotaryov V.M., Antonets Y.A. Effect of the thickness of insulation of protected wires of high-voltage overhead transmission lines to their current carrying capacity.....	41
Zolotaryov V.M., Shcherba M.A., Belyanin R.V., Mygushchenko R.P., Korzhov I.M. Electromechanical transient processes during supply voltage changing in the system of polymer insulation covering of the current-carrying core of ultra high voltage cables	47
Chaplygin E.A., Barbashova M.V., Koval A.Yu. Numerical estimates of electrodynamic processes in the inductor system with an attractive screen and a flat rectangular solenoid	54

Electric Transportation

Buriakovskiy S.G., Maslii A.S., Panchenko V.V., Pomazan D.P., Denis I.V. The research of the operation modes of the diesel locomotive CHME3 on the imitation model	59
--	----

Power Stations, Grids and Systems

Artemenko M.Yu., Batrak L.M., Polishchuk S.Y. Current filtering in a three-phase three-wire power system at asymmetric sinusoidal voltages.....	63
Kuznetsov V.G., Tugay Yu.I., Kuchanskiy V.V., Lyhovyd Yu.G., Melnichuk V.A. The resonant overvoltage in non-sinusoidal mode of main electric network.....	69

ШАНОВНІ ЧИТАЧІ!

Науково-практичний журнал «Електротехніка і Електромеханіка» – передплатне видання. Вартість передплати на 2018 рік – 330,18 грн., на два місяці – 55,03 грн., на чотири місяці – 110,06 грн., на шість місяців – 165,09 грн., на вісім місяців – 220,12 грн., на десять місяців – 275,15 грн. Передплатний індекс у каталозі ПАТ «УкрПошта»: 01216.

ШАНОВНІ АВТОРИ ЖУРНАЛУ!

Постановою президії ВАК України від 15 січня 2003 р. № 1-08/5 науково-практичний журнал «Електротехніка і Електромеханіка» внесено до Переліку наукових фахових видань України, в яких можуть публікуватися результати дисертаційних робіт на здобуття наукових ступенів доктора і кандидата наук та перереєстровано Наказом МОН України № 1328 від 21 грудня 2015 р. Журнал зареєстровано як фаховий з № 1 2002 року.

Починаючи з 2005 року згідно з договором між редакцією журналу «Електротехніка і Електромеханіка» та Всеросійським інститутом наукової та технічної інформації Російської академії наук (ВИНИТИ РАН), інформація про статті з журналу за відбором експертів ВИНИТИ розміщується у Реферативному журналі (РЖ) та Базах даних (БД) ВИНИТИ.

Починаючи з №1 за 2006 р. згідно з Наказом МОН України №688 від 01.12.2005 р. журнал надсилається до УкрІНТЕЛ.

Електронна копія журналу «Електротехніка і Електромеханіка», зареєстрованому у Міжнародній системі реєстрації періодичних видань під стандартизованим кодом ISSN 2074-272X, надсилається до Національної бібліотеки України ім. В.І. Вернадського і, починаючи з 2005 р., представлена на сайті бібліотеки (<http://nbuv.gov.ua/>) в розділі «Наукова періодика України», а також на офіційному сайті журналу (<http://eie.khpi.edu.ua/>).

Починаючи з №1 за 2016 р. усі статті на сайті доступні на двох мовах – обов'язково англійською, а також російською або українською. Також кожній статті в журналі присвоюється унікальний цифровий ідентифікатор DOI (Digital Object Identifier) від організації Crossref (<http://crossref.org/>).

Журнал «Електротехніка і Електромеханіка» включений у довідник періодичних видань Ulrich's Periodical Directory, представлений у загальнодержавній реферативній базі даних «Україніка Наукова», реферативному журналі «Джерело», індексується у наукометричній базі даних Web of Science Core Collection: Emerging Sources Citation Index (ESCI), що рекомендована МОН України, а також у таких міжнародних базах даних: Index Copernicus (ICV2016:92.55), Російський Індекс Научного Цитування – РИНЦ (ELIBRARY), Google Scholar, і входить до баз даних EBSCO, ProQuest, GALE, DOAJ тощо.



Звертаємо увагу авторів на необхідність оформлення рукописів статей відповідно до Вимог, які наведені на офіційному сайті журналу (<http://eie.khpi.edu.ua/>), розміщеному на платформі «Наукова періодика України» (<http://journals.uran.ua/>). Статті, оформлені згідно з Вимогами, будуть публікуватися у першу чергу.

М.И. Баранов

АНТОЛОГИЯ ВЫДАЮЩИХСЯ ДОСТИЖЕНИЙ В НАУКЕ И ТЕХНИКЕ. ЧАСТЬ 43: ТРАДИЦИОННАЯ ЭНЕРГЕТИКА. ТЕПЛОВЫЕ ЭЛЕКТРИЧЕСКИЕ СТАНЦИИ: СОСТОЯНИЕ И ПЕРСПЕКТИВЫ ИХ РАЗВИТИЯ

Наведено короткий науково-аналітичний огляд про сучасний технічний стан і найближчі перспективи розвитку світової теплоенергетики. Розглянуті основні теплоенергопристрої, схеми побудови і види теплових електричних станцій (ТЕС). Вказані переваги і недоліки ТЕС перед іншими видами електричних станцій, що генерують тепло і електрику. Приведені основні технічні характеристики найбільших ТЕС України. Позначені існуючі проблемні завдання і можливі шляхи їх рішення в галузі теплоенергетики України. Бібл. 21, табл. 2, рис. 7.

Ключові слова: теплоенергетика, теплові електричні станції, парогенератори, турбогенератори, характеристики теплових електростанцій, проблеми і перспективи розвитку теплоенергетики.

Приведен краткий научно-аналитический обзор о современном техническом состоянии и ближайших перспективах развития мировой теплоэнергетики. Рассмотрены основные теплоэнергоустройства, схемы построения и виды тепловых электрических станций (ТЭС). Указаны преимущества и недостатки ТЭС перед другими видами электрических станций, генерирующих тепло и электричество. Приведены основные технические характеристики крупнейших ТЭС Украины. Обозначены существующие проблемные задачи и возможные пути их решения в области теплоэнергетики Украины. Библ. 21, табл. 2, рис. 7.

Ключевые слова: теплоэнергетика, тепловые электрические станции, парогенераторы, турбогенераторы, характеристики тепловых электростанций, проблемы и перспективы развития теплоэнергетики.

Введение. Развитие человеческой цивилизации на планете Земля оказалось невозможным без использования людьми энергии. Ученые, изучавшие различные виды энергии (механическую, тепловую, химическую, электрическую энергию и др.), в XVIII веке открыли один из фундаментальных законов природы – закон сохранения и превращения энергии [1]. В обществе та отрасль народного хозяйства, которая охватывает энергетические ресурсы, производство, преобразование, передачу, распределение и потребление различных форм энергии, получила название энергетика [2]. В энергетике используются пять основных видов энергоустановок: генерирующие, преобразующие, аккумулирующие, транспортирующие и потребляющие энергию. При достаточно большом разнообразии в природе первичных энергоресурсов в настоящее время основными формами применяемой в современном социуме энергии стала *теплота* и *электричество*. Как известно, эти два вида энергии, в свою очередь, используются людьми также в различных формах [2, 3]: тепловая энергия в виде водяного пара, нагретых газов, нагретой воды и других жидких теплоносителей, нагретых до различных уровней температуры, а электрическая энергия в виде переменного, постоянного и импульсного токов в проводах, кабелях и других проводящих структурах при различных значениях электрического напряжения. Первичными источниками тепловой энергии у землян были и пока остаются полезные ископаемые в виде органического (каменного угля, природного газа, нефти, горючих сланцев и др.) и ядерного (урана) топлива. Анализ взаимосвязей между источниками энергии, тепловой энергией и электроэнергией относится к сфере интересов теплоэнергетики [2, 3]. Поэтому можно говорить о том, что теплоэнергетика является той отраслью энергетика, которая занимается преобразованием теплоты в такие виды энергии как механическая и

электрическая. Предметом изучения теплоэнергетики являются термодинамические циклы, схемы построения энергоустановок и их совершенствование, задачи сгорания топлива и теплообмена, теплофизические свойства рабочих тел и теплоносителей [2, 3]. Техническую основу современной теплоэнергетики составляют теплоэнергетические установки (ТЭУ), применяемые, прежде всего, на тепловых электрических станциях (ТЭС) [4]. ТЭУ включают в себя котлоагрегаты и паровые турбины, работающие в паре с турбогенераторами. Выработка электроэнергии на ТЭС осуществляется в турбогенераторах, имеющих синхронные генераторы. Так как ТЭС являются в мире одними из основных видов электростанций, на которых вырабатывается не менее половины объема всей потребляемой человечеством электроэнергии, то анализ современного состояния и перспектив развития ТЭС в развитых странах мира является актуальной задачей.

Целью статьи является составление краткого научно-технического обзора имеющегося в информационных источниках обширного материала на предмет состояния и перспектив развития в мире ТЭС.

1. Общие сведения о ТЭС, их составе и схемах построения. ТЭС является той электростанцией, на которой вырабатывается электроэнергия за счет преобразования химической энергии органического топлива вначале в тепловую энергию водяного пара (газа), а затем в механическую энергию вращения вала паровой (газовой) турбины и ротора турбогенератора с последующим преобразованием в последнем этой механической энергии в электрическую энергию его статора [4]. На рис. 1 приведена принципиальная схема построения ТЭС, содержащая такие ее основные устройства как [4] котел-парогенератор, паровая турбина, синхронный электрогенератор, конденсатор

© М.И. Баранов

отработанного пара и циркуляционный насос, обеспечивающий по замкнутому контуру подачу образовавшейся из конденсированного пара охлажденной воды снова в котел-парогенератор. Синхронный электрогенератор согласно рис. 1 работает только в паре с паровой турбиной. ТЭС использует химическую энергию, высвобождающуюся при сжигании в котле топлива (угля, природного газа, мазута и др.), для превращения воды в перегретый пар (с температурой примерно в 540 °С) высокого давления (около 240 атм) [4]. Этот пар приводит во вращение лопатки паровой турбины и одновременно магнитную систему, находящуюся на вале-роторе синхронного генератора. Вращающееся магнитное поле ротора этого генератора за счет явления электромагнитной индукции вызывает появление электродвижущей силы в обмотках его статора [4, 5].

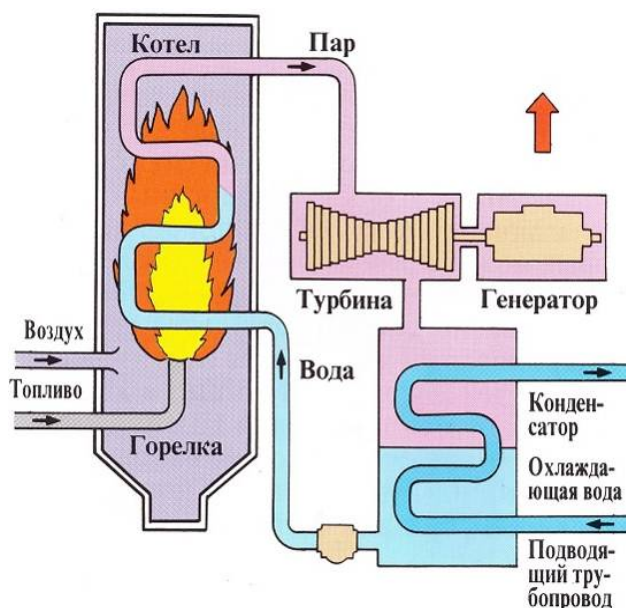


Рис. 1. Принципиальная схема построения ТЭС [4]

Современные ТЭС электрической мощностью до нескольких тысяч мегаватт превращают в электроэнергию до 50 % теплоты, выделяющейся при сгорании топлива в их котлах-парогенераторах [4]. Видно, что на ТЭС около 50 % получаемой тепловой энергии сбрасывается через котел и конденсатор (градирню) в окружающую среду. При использовании на ТЭС отработанной теплоты для отопления жилых домов и помещений промышленных предприятий энергетическая отдача на них может быть доведена до 80 % [4, 5].

ТЭС подразделяются на конденсационные электростанции (КЭС) и теплофикационные электрические централи (ТЭЦ). КЭС вырабатывает только электроэнергию [5], а современные ТЭЦ – главным образом тепло для отопления домов и зданий предприятий, а иногда параллельно тепло и электроэнергию [4]. Ранее в отечественной терминологии КЭС традиционно назывались как государственные районные электростанции (ГРЭС). В зависимости от длительности работы ТЭС в течение года по покрытию графиков энергетических нагрузок, характеризующихся числом часов использования установленной мощности T , электростанции при-

нято классифицировать на базовые ($T > 6000$ ч/год), полупиковые ($T \approx 3500$ ч/год) и пиковые ($T < 2000$ ч/год) [4]. К базовым относят электростанции, несущие максимально возможную постоянную нагрузку в течение большей части года. В мировой энергетике в качестве базовых используют атомные электростанции (АЭС) и КЭС. При этом пиковые нагрузки покрывают гидроэлектростанции (ГЭС), гидроаккумулирующие станции (ГАЭС) и газотурбинные установки, обладающие высокой маневренностью и мобильностью. Пиковые электростанции включаются в то время суток, когда требуется покрыть пиковую (возросшую) часть суточного графика электрической нагрузки. В настоящее время на ряде ТЭС получила распространение газотурбинная схема, в которой полученная при сжигании газообразного или жидкого топлива компрессионная смесь горячих газов вращает рабочее колесо турбины газотурбинной установки, стальная ось которой соединена с валом-ротором электрогенератора [4-6]. Такие ТЭС получили название газотурбинных электростанций (ГТЭС) [6]. На ГТЭС после газовой турбины отработанные газы остаются достаточно горячими. Для полезного использования тепловой энергии этих газов их направляют в котел-утилизатор (рис. 2) с дальнейшим применением в парогазовых установках (двигателях) и схемах теплоснабжения [7]. Электрическая мощность ГТЭС может составлять от десятков киловатт до сотен мегаватт [6]. Значительный вклад в создание и практическое использование отечественных газовых турбин был внесен первым заведующим кафедрой турбиностроения в Харьковском политехническом институте (ХПИ), профессором Маковским В.М. (1870-1941 гг.).



Рис. 2. Общий вид теплоутилизационного котла ГТЭС [7]

1.1. Водотрубные котлы-парогенераторы. В водотрубном котле ТЭС происходит теплообмен горячих продуктов сгорающего в его топке топлива с кипящими стальными трубками, заполненными водой [7]. Различают прямоточные и барабанные водотрубные котлы. На рис. 3 приведена схема строения прямоточного водотрубного котла, являющегося главной составной частью любого парогенератора [8]. Прямоточный водотрубный котел представляет собой, как правило, трубный змеевик с водой, помещенный в топку, где сгорает топливо. Нагретая вода, проходя по испарительным трубкам этого змеевика, постепенно превращается в пар. После испарительных трубок пароводяная смесь попадает в пароперегреватель котла. Далее перегретый пар по паропроводу направляется на рабочие колеса паровой турбины.

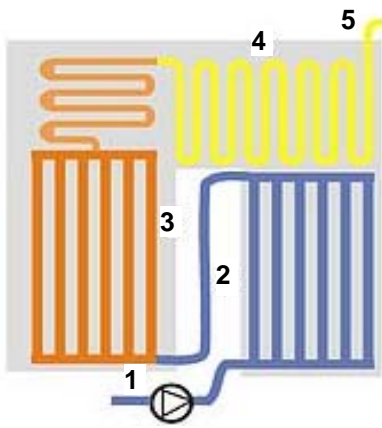


Рис. 3. Схема построения прямоточного водотрубного котла, используемого в парогенераторе ТЭС (1 – питательный водяной насос; 2 – экономайзер; 3 – испарительные трубки; 4 – пароперегреватель; 5 – паропровод турбины) [8]

1.2. Паровые турбины. На ТЭС паровая турбина, по сути, является тем тепловым двигателем, в котором происходит преобразование энергии перегретого пара в механическую (кинетическую) энергию кругового вращения ее рабочих колес с лопатками и соответственно осевого стального вала (рис. 4). Для лучшей энергоотдачи этот водяной пар на ТЭС должен быть сухим и не содержать микрокапель воды. Криволинейные высокопрочные лопатки турбины, закрепленные по окружности ее ротора, вовлекаются в круговое вращение со скоростью около 3000 об/мин (для двухполюсных электрогенераторов) или 1500 об/мин (для четырехполюсных электрогенераторов) направляемым соплами на них паром от парогенератора [9].



Рис. 4. Общий вид ротора и корпуса современной мощной паровой турбины производства компании «Siemens» (Германия) в процессе ее монтажа на рабочей площадке ТЭС [9]

Паровые турбины в зависимости от направления движения в них мощного потока пара различают на аксиальные (поток пара в них движется вдоль продольной оси турбины, а ее рабочие лопатки перпендикулярны последней) и радиальные (направление потока пара в них перпендикулярно продольной оси турбины, а ее рабочие лопатки параллельны последней) [10]. Мощные паровые турбины могут содержать ступени высокого, среднего и низкого давления водяного пара. В этом случае турбина называется многокорпусной. Такой тип паровых турбин используется главным образом в мощных паротурбинных установках. В зависимости от назначения паровые турбины, аналогично приведенной классификации ТЭС, подразделяются на базовые (несут постоянную основную электронагрузку потребления), пиковые (работают кратковременно для покрытия пиков электронагрузки потребления) и вспомогательные (обеспечивают внутреннюю потребность ТЭС в электроэнергии). В зависимости от характера протекающего теплового процесса паровые турбины могут подразделяться на три большие группы [9]: конденсационные (без регулируемого отбора пара с максимальным превращением его теплоты в механическую работу и дальнейшим выпуском (выхлопом) отработанного пара в конденсатор согласно рис. 1); теплофикационные (с регулируемым отбором пара); специального назначения (работают на отбросном тепле металлургических и химических предприятий). Паровые турбины для ТЭС имеют парк ресурс, исчисляемый примерно в 270 тыс. часов с межремонтным периодом в 4-5 лет [9, 10]. Паровые турбины и электрогенераторы согласуются по шкале мощности. Каждой паровой турбине соответствует определенный тип электрогенератора. Для блочных тепловых конденсационных электростанций мощность турбин соответствует мощности блоков, а число блоков определяется заданной мощностью ТЭС. На современных блоках ТЭС используются конденсационные турбины ПТ мощностью 160, 200, 220, 300, 500, 800, 1000 и 1200 МВт с промежуточным перегревом пара. Важный вклад в разработку, создание и повышение энергоэффективности отечественных мощных паровых турбин для ТЭС и АЭС, производимых харьковским предприятием ВАТ «Турбоатом» в период индустриального подъема страны, был внесен заведующим кафедрой турбиностроения ХПИ (1941-1976 гг.), профессором Шнез Я.И. (1902-1977 гг.).

1.3. Турбогенераторы. Данные энергоагрегаты для ТЭС являются синхронными электрогенераторами, работающими в паре с паровыми (газовыми) турбинами. Основная функция турбогенератора (рис. 5) заключается в преобразовании механической энергии вращения паровой (газовой) турбины в электрическую энергию. Для этой цели вал-ротор его синхронного электрогенератора в рабочей зоне последнего должен создавать вращающееся магнитное поле в воздушном зазоре между ротором и статором электрогенератора. Исходное магнитное поле неподвижного ротора электрогенератора возникает либо за счет установленных на нем (роторе) постоянных магнитов, либо за счет протекания постоянно-

го тока в медных витках обмотки возбуждения указанного ротора [11]. Возникающий в трехфазных обмотках статора рассматриваемого генератора электрический потенциал и соответственно индуцируемое в них напряжение будет тем больше, чем сильнее магнитное поле его ротора, определяемое протекающим в его обмотках постоянным током. Отметим, что у синхронных турбогенераторов с внешним возбуждением напряжение и ток в обмотках ротора обычно создает тиристорная система самовозбуждения или специальный возбудитель-генератор, размещаемый на валу турбогенератора [10, 11]. Массивный стальной ротор турбогенератора устанавливается на двух подшипниках скольжения.

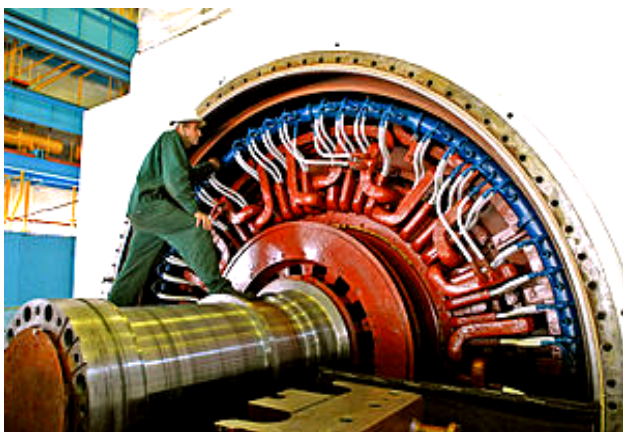


Рис. 5. Общий вид фрагмента мощного синхронного турбогенератора после его остановки в процессе планового техобслуживания и ремонта (на переднем плане виден его массивный стальной вал-ротор, а на заднем плане – элементы его статора) [11]

Для нужд ТЭС отечественной промышленностью выпускаются 2-х полюсные (со скоростью вращения v_{p2} до 3000 об/мин) и 4-х полюсные (со скоростью вращения v_{p4} до 1500 об/мин) синхронные электрогенераторы указанных электромашин (ЭМ). Могут изготавливаться и многополюсные турбогенераторы в зависимости от условий их эксплуатации. В зависимости от способов охлаждения обмоток турбогенератора различают [10]: ЭМ с жидкостным охлаждением через «рубашку» статора турбогенератора; ЭМ с непосредственным жидкостным охлаждением их обмоток; ЭМ с воздушным охлаждением их обмоток; ЭМ с водородным охлаждением обмоток турбоагрегата, часто используемым на АЭС. В ходе многолетней практики эксплуатации ТЭС было установлено, что чем больше мощность турбогенератора, тем он является более экономичным [9, 10]. Это приводит к снижению стоимости 1 кВт установленной мощности ТЭС. В этой связи на КЭС устанавливаются турбогенераторы повышенной мощности. Частота вращения ротора турбогенератора пропорциональна частоте вырабатываемого им тока ($v_{p2} \approx 50 \text{ об/с} \times 60 \text{ с} \approx 3000 \text{ об/мин}$), численно составляющей по ГОСТ 13109-97 около $(50 \pm 0,1)$ Гц. Резкое падение электрической частоты вырабатываемого турбогенератором напряжения (тока) приводит к аварийной остановке энергоблока ТЭС и его отключению от промышленной сети [11].

Укажем, что в настоящее время около 86 % мирового производства электроэнергии производится при помощи турбогенераторов, приводимых во вращение паровыми турбинами [10, 11]. Эти данные свидетельствуют о важной роли рассматриваемого тепло- и электроэнергетического оборудования при выработке в различных странах в промышленных масштабах электроэнергии. На электроэнергоагрегатах различной мощности и современных ТЭС применяются [4, 11]: турбогенераторы серии Т (с воздушным охлаждением) мощностью 2,5, 4, 6, 12 и 20 МВт; турбогенераторы серии ТВФ (с водородным охлаждением) мощностью 63, 110 и 120 МВт; турбогенераторы серии ТВВ (с водородно-водяным охлаждением) мощностью 160, 200, 220, 300, 500, 800, 1000 и 1200 МВт. Укажем, что в серии ТВВ турбогенераторов с КПД до 98,8 % напряжение статора составляет до 24 кВ, ток статора – до 27 кА, а ток возбуждения – до 7 кА [11].

1.4. Преимущества и недостатки ТЭС. Основными преимуществами ТЭС в сравнении с другими видами электростанций является следующее [12]:

- используемое на ТЭС органическое топливо является относительно дешевым сырьем-товаром;
- для создания и ввода в эксплуатацию ТЭС требуют меньших капиталовложений по сравнению с такими видами электростанций как АЭС и ГЭС;
- ТЭС могут быть построены гораздо быстрее, чем АЭС и ГЭС и практически в любом месте страны независимо от места нахождения источника топлива;
- для сооружения и эксплуатации ТЭС площади отчуждения и вывода их из хозяйственного оборота земли гораздо меньше, чем это необходимо для АЭС и ГЭС (в этой связи ТЭС занимают меньше производственной площади и территории, чем АЭС и ГЭС);
- способность ТЭС вырабатывать электроэнергию без заметных сезонных колебаний мощности;
- удельная стоимость на единицу установленной мощности ТЭС ниже по сравнению с АЭС, а стоимость выработки электроэнергии меньше, чем у таких электростанций как дизельные электростанции.

К недостаткам ТЭС в сравнении с другими видами электростанций можно отнести следующее [12]:

- ТЭС не являются экологически чистыми источниками электроэнергии и характеризуются большим загрязнением окружающей среды за счет выбросов дыма (копоти) и появления золы при их работе;
- более высокие эксплуатационные расходы по сравнению с подобными расходами на АЭС и ГЭС;
- характеризуются относительно низким КПД (не более 40-50 %) большинства существующих ТЭС;
- переменность режимов работы ТЭС снижает их энергоэффективность, повышают расход топлива и приводят к повышенному износу их энергоагрегатов.

1.5. Экологические аспекты ТЭС. Экспертные оценки указывают на то, что ТЭС всего мира выбрасывают в земную атмосферу ежегодно [13]: около 250 млн. тонн золы, более 60 млн. тонн сернистого ангидрида, большое количество оксидов азота и углекислого газа. Эти выбросы приводят к парниковому эффекту, вызывающему глобальные и долгосрочные климатические изменения на нашей планете. Установлено, что избыточный радиационный фон вокруг ТЭС, ра-

ботающих на каменном угле, в среднем в мире в 100 раз выше, чем вблизи АЭС такой же мощности [13]. Связано это с тем, что каменный уголь в качестве микропримесей всегда содержит уран, торий и радиоактивный изотоп углерода. Несмотря на эти негативные особенности, хорошо отработанные технологии строительства, оборудования и эксплуатации ТЭС, а также меньшая стоимость их сооружения приводят к тому, что на ТЭС в настоящее время приходится основная часть мирового производства электроэнергии.

1.6. Крупнейшие ТЭС Украины. По данным государственного предприятия «Национальная энергетическая компания «Укрэнерго» по состоянию на 1 января 2016 г. суммарная установленная мощность электростанций Украины составляла 54 826,1 МВт, из которых 34 266 МВт (или 62,5 %) приходилась на ТЭС [14]. Электротепловая генерация Украины предоставлена сейчас шести основным компаниям. Пять из них являются частными: ООО «ДТЭК Востокэнерго», ПАО «ДТЭК Днепроэнерго», ПАО «ДТЭК Западэнерго», ПАО «Киевэнерго» и «Донбассэнерго». Приватизация «Центрэнерго» была отложена на неопределенный срок из-за пожара на крупнейшей тепловой электростанции Украины – Угледорской ТЭС (рис. 6) в марте 2013 г. Укажем, что ООО «ДТЭК Востокэнерго», ПАО «ДТЭК Днепроэнерго», ПАО «Киевэнерго» и ПАО «ДТЭК Западэнерго» входят в состав ДТЭК, являющейся наиболее крупной энергетической компанией Украины, входящей в состав финансово-промышленной группы «Систем Кэпитал Менеджмент» (СКМ) [14]. В табл. 1 на основе [14] приведены основные сведения о крупнейших ТЭС Украины.

Таблица 1
Данные о крупнейших ТЭС Украины [14]

№	Название ТЭС	Мощность, МВт	Марка топлива	Регион
1	Угледорская (до пожара)	3600	Уголь ГСШ	Донец. обл.
2	Запорожская	2825	Уголь ГСШ	Запорож. обл.
3	Бурштынская	2334	Уголь Г	И.-Фран. обл.
4	Криворожская	2328	Уголь Т	Днепр. обл.
5	Змиевская	2200	Уголь АШ, Т	Харьк. обл.
6	Старобешевская	2010	Уголь АШ, Т	Донец. обл.
7	Трипольская	1800	Уголь АШ	Киев. обл.
8	Ладыжинская	1800	Уголь ГСШ	Винниц. обл.
9	Кураховская	1527	Уголь Г	Донец. обл.
10	Зуевская	1270	Уголь Г	Донец. обл.
11	Приднепровская	1195	Уголь АШ	Днепр. обл.
12	Славянская	800	Уголь АШ, Т	Донец. обл.
13	Доброворская	510	Уголь Г	Львов. обл.
14	Мироновская	275	Уголь Г	Донец. обл.

В настоящее время наиболее широкое распространение в мире получили ТЭС блочного типа построения своих энергоагрегатов. При этом каждый блок такой ТЭС в одном заданном оперативном персоналом режиме работает независимо от других блоков электростанции. На рис. 7 показан общий вид блочного щита управления (БЩУ) современной ТЭС, обслуживающего блок мощностью 300 МВт [4, 15].



Рис. 6. Общий вид Угледорской ТЭС установленной мощностью 3600 МВт с близлежащим озером-охладителем [4]



Рис. 7. Общий вид БЩУ современной мощной ТЭС [15]

1.7. Объемы выработки ТЭС электроэнергетики в промышленно развитых странах мира. Во всем мире производится и потребляется огромное количество электроэнергии. Так, в 1990 г. ее годовой объем составлял около 11900 млрд. кВт·ч, а в 2000 г. – 15100 млрд. кВт·ч [13]. Данная электроэнергия вырабатывалась и вырабатывается поныне тремя традиционными видами электростанций [13]: ТЭС, АЭС и ГЭС. Заметим, что в современных условиях годовой объем выработки электроэнергии нетрадиционной энергетикой (например, ветровыми, водородными, геотермальными и гелиоэлектростанциями) не превышает 10 % в мировом годовом балансе производства электроэнергии [16]. В тоже время в отдельных странах (например, в Дании) по состоянию на 2014 г. только такой вид альтернативной энергетики как ветроэнергетика обеспечивала выработку электроэнергии до 40 % в их суммарном годовом балансе производства электричества [16]. По состоянию на 2010 г. примерно 70 % от вырабатываемого в мире годового объема электроэнергии приходилось на ТЭС [13]. Например, в Российской Федерации (РФ) около 67 % электроэнергии

вырабатывается на ТЭС, размещенных в местах добычи органического топлива (в центральных и восточных регионах страны) [13]. В западных и южных регионах РФ преимущества по производству электроэнергии отданы АЭС, работающим на тепловых нейтронах. В табл. 2 на базе данных из [13] приведены основные сравнительные количественные показатели выработки в мире электроэнергии за 1990 г. и 2000 г.

Таблица 2
Основные показатели выработки электроэнергии в мире
ТЭС, АЭС и ГЭС [13]

Наименование показателя	Период времени	
	1990 г.	2000 г.
1. Доля общей выработки электроэнергии по видам электростанций в мире, %		
- АЭС	17	16
- ТЭС на природном газе	14	19
- ТЭС на мазуте	12	10
- ТЭС на каменном угле	38	37
ГЭС и электростанции на возобновляемых источниках энергии	19	18
2. Установленная мощность электростанций в мире, ГВт	2830	3580
- АЭС	340	394
- ТЭС на природном газе	481	716
- ТЭС на мазуте	424	501
- ТЭС на каменном угле	934	1146
ГЭС и электростанции на возобновляемых источниках энергии	651	823
3. Выработка электроэнергии по регионам мира, %		
- Западная Европа	20	19
- Восточная Европа	18	13
- Америка	36	34
- Азия и Австралия	21	28
- Средний Восток и Африка	5	6

2. Проблемные задачи тепловой энергетики и перспективы развития ТЭС в Украине. Основой современных ТЭС и АЭС, а также теплоснабжающих станций (ТЭЦ) являются ТЭУ. В этой связи технический уровень развития ТЭУ определяет уровень развития технического прогресса в той или иной стране мира в целом. К середине 1960-х годов ТЭС, использующие в топках парогенераторов уголь в пылевидном состоянии, практически достигли предела совершенства в технологии факельного (пылеугольного) сжигания каменного угля. Это позволило достичь на таких ТЭС значения коэффициента преобразования тепловой энергии топлива и пара в электроэнергию на выходе их турбогенераторов (показателя КПД) до 40 %. Общий кризис в ряде стран (включая и Украину) привел к тому, что в них на выработку 1 кВт·ч электроэнергии приходится тратить большие финансовые средства, чем в передовых государствах мира. Так, в РФ данные показатели повысились до 1,5 раз [17]. В этой связи в РФ удельный расход условного топлива на выработку 1 кВт·ч электроэнергии на ТЭС сейчас требуется снижать с 360 до 280 грамм [18]. Кроме того, большая половина действующих ТЭУ на ТЭС как в РФ, так и в Украине, построенных к концу

1970-х годов, изношена и нуждается в реконструкции и замене. Котлоагрегаты, паровые турбины и турбогенераторы ТЭС Украины, имеющие расчетный ресурс в 100 тыс. часов эксплуатации, уже практически выработали данные показатели своего ресурса [19]. Удручать нас дополнительно должно еще и то, что сложившаяся ситуация с высоким износом производственных фондов касается и всех других отраслей нашей экономики. Для сравнения отметим, что и в РФ примерно 90 % всех действующих паровых турбин на ТЭС имеют «возраст» не менее 20 лет [18]. Поэтому одной из наиболее сложных проблемных задач (*задача №1*) для отечественной теплоэнергетики является вывод из эксплуатации на ТЭС отслужившего энергетического оборудования и замена его на новое и более высокоэффективное. Текущие решения, связанные с мотивированными причинами продления сроков эксплуатации действующих ТЭУ на ТЭС (эти задачи касаются и АЭС) возникшей проблемы физического и морального износа ТЭУ не решают, а лишь отодвигают ее решение на определенное более позднее время. Для этого очевидно необходим стратегический план развития теплоэнергетики Украины на ближайшие, как минимум, 10 лет. На сегодня, к большому сожалению, в рассматриваемой области энергетики Украины такого плана, на мой взгляд, пока нет. Поэтому отстают у нас и разработки новых высокоэффективных ТЭУ для ТЭС. Одним из примеров подобных ТЭУ могут служить парогазовые установки энергоблоков ТЭС и ТЭЦ с КПД до 50 %, активно используемые в мировой практике [19, 20]. Другой актуальной проблемной задачей (*задача №2*) в нашей теплоэнергетике является замена на ТЭС устаревшей технологии сжигания мелкоразмолотого каменного угля на более прогрессивную технологию сжигания твердого топлива в циркулирующем кипящем слое (ЦКС) при атмосферном давлении [19]. В странах Западной Европы такая передовая технология на ТЭС уже успешно применяется в течение последних 15 лет. Использование указанной технологии позволяет повысить экономичность и экологическую чистоту современных мощных ТЭС. По мнению авторитетных теплоэнергетиков именно технология на базе ЦКС является наиболее перспективной при реконструкции и строительстве в Украине новых энергоблоков ТЭС [19]. Кстати, следует заметить, что в Украине за последние 40 лет из-за отсутствия частных инвестиций и должного государственного финансирования на ТЭС не был введен в эксплуатацию ни один новый энергоблок. За годы независимости Украины был построен лишь один новый котлоагрегат с ЦКС на Старобешевской ТЭС, а на Змиевской ТЭС (ГРЭС) был реконструирован только один пылеугольный котел по современной высокоэффективной технологии [19]. Так что можно вполне обоснованно говорить сейчас о том, что даже ближайшие перспективы развития ТЭС в Украине затянута «туманом» неопределенности и прикрыты «горой» внутригосударственных проблем.

Очередная проблемная задача (*задача №3*) в теплоэнергетике Украины связана с эффективным решением актуальных экологических аспектов, возникающих при эксплуатации ТЭС. Современная энергетика

и в том числе теплоэнергетика наносит ощутимый вред окружающей среде, ухудшая условия жизни на нашей планете людей. Все технологии производства электроэнергии на ТЭС связаны с большим количеством промышленных отходов, выбрасываемых в окружающую их среду. Сегодня проблема влияния энергетики и особенно теплоэнергетики на природу становится особенно острой, так как загрязнение окружающей среды (земли, воздушной атмосферы и гидросферы) с каждым годом всё увеличивается [21]. Продукты сгорания органического топлива, попадая в атмосферу, вызывают выпадение кислотных дождей и усиливают парниковый эффект, что крайне неблагоприятно сказывается на общей экологической обстановке. Злободневной задачей для ТЭС, работающих на угле, являются золоотвалы, требующие значительных площадей. К тому же они являются очагами скопления вредных для человека тяжёлых металлов и обладают повышенной радиоактивностью [21]. В этой связи вопросам совершенствования теплоэнергетических технологий на ТЭС и снижению отрицательного влияния их на окружающую среду во всем мире уделялось и должно далее уделяться большое внимание.

Выводы.

1. Выполненный краткий научно-технический обзор развития мировой теплоэнергетики свидетельствует о том, что ТЭС в промышленно развитых странах мира продолжают удерживать свои высокие позиции при промышленном производстве электроэнергии. Несмотря на то, что, начиная с середины 1970-х годов, в бывшем СССР и в ряде других стран мира приоритет в развитии энергетики был отдан строительству АЭС с его последовавшим быстрым «замораживанием» и, несмотря на прекращение с этого периода времени реального вложения инвестиций в их теплоэнергетику и энергомашиностроение, разработанные и созданные в те годы ТЭУ, выбрав свой расчетный ресурс, продолжают успешно «трудиться» (например, в РФ и Украине) на многих десятках мощных энергоблоков ТЭС старого поколения. Страны Западной Европы, в отличие от указанных стран Восточной Европы, значительно успешнее модернизируют свои ТЭУ, повышают на их основе энергоэффективность и объемы выработки электроэнергии на мощных энергоблоках ТЭС нового поколения.

2. Нормальное развитие отечественной теплоэнергетики требует коренного пересмотра энергетической политики страны, направленной на обеспечение энергосбережения во всех отраслях экономики, подготовку высококвалифицированных кадров электроэнергетического профиля, поддержку соответствующих научно-исследовательских институтов и конструкторских бюро и на разработку и создание новых жаропрочных материалов и технологий для изготовления и внедрения высокоэффективных ТЭУ на мощных энергоблоках ТЭС нового поколения. При таком новом подходе у теплоэнергетики Украины появляется реальная перспектива для своего дальнейшего прогресса и активного участия на энергорынке страны.

3. Нетрадиционная (альтернативная) энергетика с неисчерпаемыми и возобновляемыми источниками энергии, особенно ветроэнергетика и гелиоэнергети-

ка, в ближайшее десятилетие должна составить традиционной энергетике Украины с ее мощными ТЭС, ТЭЦ, АЭС и ГЭС, если не достойную внутриотраслевую конкуренцию, то хотя бы достойное энергетическое дополнение в годовом балансе промышленной выработки в Украине тепла и электроэнергии.

4. Проблема экологической безопасности эксплуатируемых в Украине мощных ТЭС для своего успешного решения требует нового подхода и больших инвестиций как со стороны частного капитала, так и бюджета страны. Уход от ее решения лишь усугубляет положение отечественной теплоэнергетики.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Храмов Ю.А. История физики. – Киев: Феникс, 2006. – 1176 с.
2. <http://energetika.in.ua/ru/books/book-3/part-1/section-1/1-1>.
3. http://elemo.ru/article/teplovyje_elektrostancii.html.
4. https://ru.wikipedia.org/wiki/Тепловая_электростанция.
5. https://ru.wikipedia.org/wiki/Конденсационная_электростанция.
6. https://ru.wikipedia.org/wiki/Газотурбинная_электростанция.
7. <https://ru.wikipedia.org/wiki/Котёл-утилизатор>.
8. https://ru.wikipedia.org/wiki/Водотрубный_котёл.
9. https://ru.wikipedia.org/wiki/Паровая_турбина.
10. Буров В.Д., Дорохов Е.В., Елизаров Д.П., Лавыгин В.М., Седов В.М., Цанев С.В. Тепловые электрические станции / Под ред. В.М. Лавыгина, А.С. Седлова, С.В. Цанева. Учебник для вузов. – М.: Издательский дом МЭИ, 2007. – 466 с.
11. <https://ru.wikipedia.org/wiki/Турбогенератор>.
12. <http://elstan.ru/articles/teplovyje-elektrostantsii/10045/>.
13. http://www.gigavat.com/tipi_elektrostancij.php.
14. https://ru.wikipedia.org/wiki/Список_тепловых_электростанций_Украины.
15. <http://forca.ru/knigi/arhiv/ustroystvo-i-obluzhivanie-istorichnyh-cepey-22.html>.
16. Баранов М.И. Антология выдающихся достижений в науке и технике. Часть 32: Альтернативная энергетика: состояние и перспективы развития // Электротехника і електромеханіка. – 2016. – №3. – С. 3-16. doi: 10.20998/2074-272X.2016.3.01.
17. Андрущенко А.И. Современные проблемы теплоэнергетики и важнейшие пути их решения // Вестник Саратовского государственного технического университета. – 2003. – №1. – С. 140-143.
18. <http://paes250.ru/ru/pts-problem/index.html>.
19. Кравченко А.Н. Глобальные проблемы украинской теплоэнергетики // Электрик. – 2013. – №9. – С. 38-41.
20. https://ru.wikipedia.org/wiki/Парогазовая_установка.
21. http://www.saveplanet.su/articles_114.html.

REFERENCES

1. Khramov Yu.A. *Istoriia fiziki* [History of Physics]. Kiev, Feniks Publ., 2006. 1176 p. (Rus).
2. Available at: <http://energetika.in.ua/ru/books/book-3/part-1/section-1/1-1> (accessed 22 January 2016). (Rus).
3. Available at: http://elemo.ru/article/teplovyje_elektrostancii.html (accessed 20 May 2015). (Rus).
4. Available at: https://en.wikipedia.org/wiki/Thermal_power_station (accessed 08 August 2016).
5. Available at: https://en.wikipedia.org/wiki/Thermal_power_stations_in_Russia_and_Soviet_Union (accessed 12 June 2016).
6. Available at: <https://de.wikipedia.org/wiki/Gasturbinenkraftwerk> (accessed 08 April 2015). (Ger).

7. Available at: <https://ru.wikipedia.org/wiki/Котёл-утилизатор> (accessed 18 September 2013). (Rus).
8. Available at: https://en.wikipedia.org/wiki/Water-tube_boiler (accessed 25 August 2015).
9. Available at: https://en.wikipedia.org/wiki/Steam_turbine (accessed 02 May 2014).
10. Burov V.D., Dorokhov E.V., Elizarov D.P., Lavygin V.M., Sedov V.M., Tsanev S.V. *Teplovye elektricheskie stancii. Uchebnik dlja vuzov* [Thermal electric stations. Textbook for high schools]. Moscow, MEI Publ. House, 2007. 466 p. (Rus).
11. Available at: https://en.wikipedia.org/wiki/Turbo_generator (accessed 12 February 2015).
12. Available at: <http://elstan.ru/articles/teplovye-elektrostantsii/10045/> (accessed 28 September 2016). (Rus).
13. Available at: http://www.gigavat.com/tipi_elektrostancij.php (accessed 11 October 2015). (Rus).
14. Available at: https://ru.wikipedia.org/wiki/Список_тепловых_электростанций_Украины (accessed 28 May 2016). (Rus).
15. Available at: <http://forca.ru/knigi/arhiv/ustroystvo-i-obsluzhivanie-vtorichnyh-cepey-22.html> (accessed 15 March 2016). (Rus).
16. Baranov M.I. An anthology of the distinguished achievements in science and technique. Part 32: Alternative energy: state and prospects of development. *Electrical engineering & electromechanics*, 2016, no.3, pp. 3-16. (Rus). doi: **10.20998/2074-272X.2016.3.01**.
17. Andryushchenko A.I. Modern problems of thermal energy and the most important ways of their solution. *Vestnik of Saratov State Technical University*, 2003, no.1, pp. 140-143. (Rus).
18. Available at: <http://paes250.ru/ru/pts-problem/index.html> (accessed 12 May 2017). (Rus).
19. Kravchenko A.N. Global problems of Ukrainian thermal energy. *Electrician*, 2013, no.9, pp. 38-41. (Rus).
20. Available at: https://en.wikipedia.org/wiki/Combined_cycle (accessed 22 September 2016).
21. Available at: http://www.saveplanet.su/articles_114.html (accessed 15 March 2016). (Rus).

Поступила (received) 30.06.2017

Баранов Михаил Иванович, д.т.н., гл.н.с.,
НИПКИ «Молния»
Национальный технический университет
«Харьковский политехнический институт»,
61013, Харьков, ул. Шевченко, 47,
тел/phone +38 057 7076841,
e-mail: baranovmi@kpi.kharkov.ua

M.I. Baranov
Scientific-&-Research Planning-&-Design Institute «Molniya»,
National Technical University «Kharkiv Polytechnic Institute»,
47, Shevchenko Str., Kharkiv, 61013, Ukraine.

An anthology of the distinguished achievements in science and technique. Part 43: Traditional power engineering. Thermal power plants: state and prospects of their development.

Purpose. Preparation of brief scientific and technical review with an analytical analysis about the state, achievements, problems and prospects of development of world thermal power engineering. **Methodology.** Known scientific methods of collection, analysis and analytical treatment of the opened scientific and technical information, present in scientific monographs, journals and internet reports, world level in area of thermal power engineering. **Results.** A brief analytical scientific and technical review is resulted about the present state, achievements, problem tasks and prospects of development of thermal power engineering in the industrially developed countries of the world. Considerable progress is marked in development and creation of technical base of modern thermal power engineering including such thermal power devices (TPD) as steam generators, steam turbines and turbogenerators. Basic TPDs are described, charts of design and types of the modern thermal power plants (TPP), producing in the world about 70 % annual production electric power are presented. From positions of approach of the systems advantages and lacks of TPPs are described before other types of electric stations, generating heat and electric energy in industrial scales. Basic technical descriptions of largest TPPs of Ukraine are resulted, TPDs of powerful power units of which behave to the morally out-of-date past generation and characterized a large physical wear. Some topical problem tasks and possible ways of their decision are indicated in area of thermal power engineering of Ukraine. In a review an accent is done on the necessity of development and acceptance of strategic plan of development of thermal power engineering of Ukraine on the nearest 10 years. A regard is paid to power engineering experts acceleration of rates of introduction in domestic practice of achievements alternative and ecologically clean power engineering specialists – especially wind energy and sun energy. **Originality.** Systematization of the scientific and technical materials touching functioning of such important sector of world economy as thermal power engineering known from the sources opened in outer informative space is executed. It is shown that for normal development and determination of the nearest prospects for domestic thermal energy the native revision of power politics of Ukraine is needed. **Practical value.** Popularization and deepening for students, engineers and technical specialists and research workers of front-rank scientific and technical knowledge in area of modern thermal energy, extending their scientific range of interests and further development of scientific and technical progress in society. References 21, tables 2, figures 7.

Key words: thermal power engineering, thermal power plants, steam generators, turbogenerators, characteristics of thermal power plants, problems and prospects of development of thermal power engineering.

В.Ф. Боллох, А.И. Кочерга, И.С. Щукин

ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКИЕ ПРОЦЕССЫ В ЛИНЕЙНОМ ИМПУЛЬСНО-ИНДУКЦИОННОМ ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКОМ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЕ С ПОДВИЖНЫМ ИНДУКТОРОМ И ДВУМЯ ЯКОРЯМИ

Розроблена математична модель, яка описує електромеханічні процеси в лінійному імпульсно-індукційному електро-механічному перетворювачі з рухомим індуктором, що взаємодіє зі стаціонарним якорем (СЯ) та рухомим якорем (РЯ), який прискорює виконавчий елемент. Визначено вплив висот якорів на електромеханічні процеси в перетворювачі. Якщо висота СЯ у два рази більша за висоту РЯ, то на індуктор у початковий момент часу діють електродинамічні зусилля (ЕДЗ), які притискають його до СЯ, та переміщення індуктора починається з затримкою 0,35 мс. Якщо висота РЯ у два рази більша за висоту СЯ, то на індуктор в початковий момент часу діють ЕДЗ, які відштовхують його від СЯ, і його переміщення починається з затримкою 0,1 мс. Якщо висоти СЯ і РЯ є рівними, то до моменту часу 0,15 мс на індуктор практично не діють ЕДЗ, і переміщення індуктора відносно СЯ починається з затримкою 0,25 мс. Визначені комбінації геометричних параметрів якорів, при яких діють як найбільші, так і найменші імпульси ЕДЗ. Найбільші швидкості розвиває найбільш низький РЯ, причому висота СЯ на них практично не впливає. Зі збільшенням маси виконавчого елемента відбувається збільшення струмів в активних елементах перетворювача та зменшення швидкостей індуктора і РЯ. При цьому максимальні значення ЕДЗ, що діють на індуктор, зменшуються, а на якоря – збільшуються. Бібл. 12, рис. 7.

Ключові слова: лінійний імпульсно-індукційний електромеханічний перетворювач, математична модель, рухомий індуктор, стаціонарний якорь, рухомий якорь, електромеханічні процеси.

Разработана математическую модель, которая описывает электромеханические процессы в линейном импульсно-индукционном электромеханическом преобразователе с подвижным индуктором, взаимодействующим со стационарным якорем (СЯ) и подвижным якорем (РЯ), ускоряющим исполнительный элемент. Установлено влияние высот якорей на электромеханические процессы в преобразователе. Если высота СЯ в два раза больше высоты РЯ, то на индуктор в начальный момент времени действуют электродинамические усилия (ЭДУ), прижимающие его к СЯ и перемещение индуктора начинается с задержкой 0,35 мс. Если высота РЯ в два раза больше высоты СЯ, то на индуктор в начальный момент времени действуют ЭДУ, отталкивающие его от СЯ, и его перемещение начинается с задержкой 0,1 мс. Если высоты СЯ и РЯ равны, то до момента времени 0,15 мс на индуктор практически не действуют ЭДУ и перемещение индуктора начинается с задержкой 0,25 мс. Установлены комбинации геометрических параметров якорей, при которых действуют как наибольшие, так и наименьшие импульсы ЭДУ. Наибольшие скорости развивает наиболее низкий РЯ, причем высота СЯ на них практически не влияет. С увеличением массы исполнительного элемента происходит увеличение токов в активных элементах преобразователя и уменьшение скоростей индуктора и РЯ. При этом максимальные значения ЭДУ, действующих на индуктор, уменьшаются, а на якоря – увеличиваются. Библ. 12, рис. 7.

Ключевые слова: линейный импульсно-индукционный электромеханический преобразователь, математическая модель, подвижный индуктор, стационарный якорь, подвижный якоря, электромеханические процессы.

Введение. Линейные импульсные электро-механические преобразователи предназначены для обеспечения высокой скорости исполнительного элемента на коротком активном участке, и/или для создания ударных силовых импульсов [1-4]. Такие преобразователи используются во многих отраслях науки и техники в качестве электро-механических ускорителей и ударно-силовых устройств [5-7]. Наиболее широко применяются линейные импульсно-индукционные электро-механические преобразователи (ЛИИЭП) коаксиальной конфигурации, в которых ускоряемый электропроводящий якорь бесконтактно взаимодействует с неподвижным индуктором [1, 2, 8]. При возбуждении многовиткового индуктора от емкостного накопителя энергии (ЕНЭ) в электропроводящем якорю, выполненном в виде медного диска, индуцируются вихревые токи. Вследствие этого на якорь действуют электродинамические усилия (ЭДУ) отталкивания, вызывающие его аксиальное перемещение вместе с ИЭ относительно индуктора.

Однако при работе в динамическом режиме с быстрым изменением электромагнитных, механических и тепловых параметров силовые и скоростные показатели ЛИИЭП традиционной конструкции

недостаточно высоки [9]. Одним из путей повышения указанных показателей является разработка новых конструктивных схем ЛИИЭП [10, 11]. Поскольку в традиционной конструкции ЛИИЭП с якорем индукционно взаимодействует только одна сторона индуктора, то значительная часть магнитного поля с противоположной стороны индуктора рассеивается в окружающее пространство, негативно влияя на близко расположенные электронные и биологические объекты, и не используется для создания дополнительных электродинамических усилий (ЭДУ).

Рассмотрим конструктивную схему ЛИИЭП коаксиальной конфигурации, содержащую подвижный индуктор, охваченный с противоположных сторон двумя электропроводящими якорями (рис. 1). Один из якорей взаимодействует с неподвижным упором, а второй взаимодействует с исполнительным элементом, например, ударно-силового устройства.

При возбуждении индуктора через гибкие или скользящие контакты от ЕНЭ С между индуктором и якорями возникают ЭДУ отталкивания, что приводит к перемещению подвижного якоря (ПЯ) относительно индуктора, который, в свою очередь, отталкивается

© В.Ф. Боллох, А.И. Кочерга, И.С. Щукин

относительно стационарного якоря (СЯ). При этом возникает вопрос о влиянии геометрических параметров якорей на электромеханические процессы в ЛИИЭП. Поскольку радиальные размеры якорей, как правило, соответствуют радиальным размерам индуктора, то возникает вопрос о влиянии аксиальных размеров электропроводящих якорей на силовые и скоростные показатели ЛИИЭП.

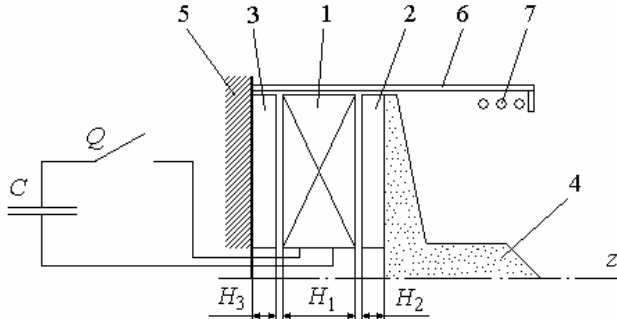


Рис. 1. Конструктивная схема ЛИИЭП: 1 – индуктор; 2 – стационарный якорь; 3 – подвижный якорь; 4 – исполнительный элемент; 5 – упор; 6 – корпус; 7 – демпферная пружина

Целью статьи является определение влияния высоты подвижного и стационарного дисковых якорей, охватывающих подвижный индуктор на электромеханические процессы в ЛИИЭП.

Математическая модель. Рассмотрим математическую модель, которая описывает электромеханические процессы ЛИИЭП с использованием сосредоточенных параметров активных элементов - индуктора, стационарного и подвижного якорей:

$$i_1 R_1(T_1) + L_1 \frac{di_1}{dt} + \frac{1}{C} \int i_1 dt + M_{12}(z) \frac{di_2}{dt} + M_{13}(z) \frac{di_3}{dt} + v_{12}(t) i_2 \frac{dM_{12}}{dz} + v_{13}(t) i_3 \frac{dM_{13}}{dz} = 0; \quad \frac{1}{C} \int i_1 dt = U_0; \quad (1)$$

$$i_2 R_2(T_2) + L_2 \frac{di_2}{dt} + M_{12}(z) \frac{di_1}{dt} + M_{23}(z) \frac{di_3}{dt} + i_1 \xi_1 + i_3 \xi_3 = 0; \quad (2)$$

$$i_3 R_3(T_3) + L_3 \frac{di_3}{dt} + M_{13}(z) \frac{di_1}{dt} + M_{23}(z) \frac{di_2}{dt} + i_1 \xi_2 + i_2 \xi_3 = 0; \quad (3)$$

$$i_1 i_3 \frac{dM_{13}}{dz} = i_1 i_2 \frac{dM_{12}}{dz} + (m_1 + m_2 + m_e) \frac{dv_{13}}{dt} + K_T v_{13}(t); \quad (4)$$

$$i_1 i_2 \frac{dM_{12}}{dz} = i_2 i_3 \frac{dM_{23}}{dz} + (m_2 + m_e) \frac{dv_{12}}{dt} + K_T \cdot (v_{13}(t) + v_{12}(t)) + 0,125 \pi \gamma_a \beta_a D_{2m}^2 [v_{12}(t) + v_{13}(t)]^2 + K_P [\Delta z_{12}(t) + \Delta z_{13}(t)]; \quad (5)$$

где $\xi_1 = v_{12}(t) \frac{dM_{12}}{dz}$; $\xi_2 = v_{13}(t) \frac{dM_{13}}{dz}$; $p=1, 2, 3$ – индексы индуктора, ПЯ и СЯ; $\xi_3 = (v_{12}(t) + v_{13}(t)) \frac{dM_{23}}{dz}$;

$R_p(T_p)$, L_p , i_p – сопротивление, индуктивность и ток p -ого активного элемента соответственно; $M_{12}(z)$, $M_{13}(z)$, $M_{23}(z)$ – взаимоиנדуктивности между соответствующими p -ми активными элементами; $v_{13}(t)$, $v_{12}(t)$ – скорости индуктора относительно СЯ и ПЯ относительно индуктора вдоль оси z соответственно; $\Delta z_{13}(t)$, $\Delta z_{12}(t)$ – перемещение индуктора относительно СЯ и ПЯ относительно индуктора соответственно; m_1 , m_2 , m_e – масса индуктора, ПЯ и исполнительного элемента соответственно.

Совместное решение уравнений (1) – (3) позволяет свести их к одному дифференциальному уравнению:

$$a_4 \frac{d^4 i_1}{dt^4} + a_3 \frac{d^3 i_1}{dt^3} + a_2 \frac{d^2 i_1}{dt^2} + a_1 \frac{di_1}{dt} + a_0 = 0, \quad (6)$$

где $a_4 = L_1 b_1 + M_{13} d_2 + M_{12} d_3$;

$$a_3 = R_1 b_1 + R_2 b_2 + R_3 b_3 + 2(e_1 d_1 + e_2 d_2 + e_3 d_3);$$

$$a_2 = b_1 / C + L_1 (R_2 R_3 - e_1^2) + L_2 (R_1 R_3 - e_2^2) + L_3 (R_1 R_2 - e_3^2) + 2[M_{12}(e_1 e_2 - R_3 e_3) + M_{13}(e_1 e_3 - R_2 e_2) + M_{23}(e_2 e_3 - R_1 e_1)];$$

$$a_1 = R_1 (R_2 R_3 - e_1^2) + e_2 (e_1 e_3 - R_2 e_2) + e_3 (e_1 e_2 - R_3 e_3) + (R_2 L_3 + R_3 L_2 - 2M_{23} e_1) / C;$$

$$a_0 = (R_2 R_3 - e_1^2) / C; \quad b_1 = L_2 L_3 - M_{23}^2; \quad b_2 = L_1 L_3 - M_{13}^2;$$

$$b_3 = L_1 L_2 - M_{12}^2; \quad d_1 = M_{12} M_{13} - L_1 M_{23};$$

$$d_2 = M_{12} M_{23} - L_2 M_{13}; \quad d_3 = M_{13} M_{23} - L_3 M_{12};$$

$$e_1 = (v_{13} + v_{12}) \frac{dM_{23}}{dz}; \quad e_2 = v_{13} \frac{dM_{13}}{dz}; \quad e_3 = v_{12} \frac{dM_{12}}{dz}.$$

Характеристическое уравнение дифференциального уравнения (6)

$$a_4 x^4 + a_3 x^3 + a_2 x^2 + a_1 x + a_0 = 0 \quad (7)$$

посредством замены $\varpi = x + 0,25 a_3 / a_4$ переводится в приведенную форму с кубической резольвентой:

$$\varpi^3 + q_1 \cdot \varpi^2 + q_2 \cdot \varpi - q_3 = 0, \quad (8)$$

$$\text{где } q_1 = 2 \frac{a_2}{a_4} - 0,75 \left(\frac{a_3}{a_4} \right)^2;$$

$$q_2 = 3 \left(\frac{a_3}{2 \cdot a_4} \right)^4 - \frac{a_3^2 \cdot a_2}{a_4^3} + \frac{a_1 \cdot a_3 + a_2^2}{a_4^2} - 4 \frac{a_0}{a_4};$$

$$q_3 = \left(\frac{a_3}{2 \cdot a_4} \right)^3 - 0,5 \frac{a_2 \cdot a_3}{a_4^2} + \frac{a_1}{a_4}.$$

Если дискриминант резольвенты

$$D = (u/3)^3 - (v/2)^2, \quad (9)$$

где $u = q_2 - q_1^2 / 3$; $v = 2 \cdot q_1^3 / 27 - q_1 \cdot q_2 / 3 - q_3^2$,

меньше нуля, то, используя тригонометрическое решение уравнения (8), получаем:

$$\varpi_p = 2 \cdot \sqrt[3]{\left(\frac{-u}{27} \right)^{0,5}} \cos \left(\frac{2\pi(p-1)}{3} + \frac{\arccos \left(\frac{-0,5v\sqrt{-27/a_3^3}}{3} \right)}{3} \right). \quad (10)$$

В этом случае корни уравнения (7):

$$x_l = 0,5 \cdot (\pm \sqrt{\varpi_1} \pm \sqrt{\varpi_2} \pm \sqrt{\varpi_3}) - 0,25 \cdot a_3 / a_4, \quad (11)$$

где $l = 1, 2, 3, 4$.

Если все корни (11) действительны, то для токов в p -ых активных элементах ЛИИЭП можно записать:

$$i_p = \frac{U_0 t}{a_4 \vartheta}, \quad (12)$$

где

$$i = A_{p1} \exp(x_1 t) + A_{p2} \exp(x_2 t) + A_{p3} \exp(x_3 t) + A_{p4} \exp(x_4 t)$$

$$\vartheta = \gamma_{21} \gamma_{43} (\delta_{21} + \delta_{43}) + \gamma_{24} \gamma_{31} (\delta_{24} + \delta_{31}) + \gamma_{32} \gamma_{41} (\delta_{32} + \delta_{41}),$$

$$A_{p1} = \gamma_{32} (\alpha_4 - \Theta_p \delta_{32}) + \gamma_{24} (\alpha_3 - \Theta_p \delta_{24}) + \gamma_{43} (\alpha_2 - \Theta_p \delta_{43});$$

$$A_{p2} = \gamma_{13} (\alpha_2 - \Theta_p \delta_{13}) + \gamma_{41} (\alpha_3 - \Theta_p \delta_{41}) + \gamma_{34} (\alpha_1 - \Theta_p \delta_{34});$$

$$A_{p3} = \gamma_{21} (\alpha_4 - \Theta_p \delta_{21}) + \gamma_{42} (\alpha_1 - \Theta_p \delta_{42}) + \gamma_{14} (\alpha_2 - \Theta_p \delta_{14});$$

$$A_{p4} = \gamma_{12}(\alpha_3 - \Theta_p \delta_{12}) + \gamma_{31}(\alpha_2 - \Theta_p \delta_{31}) + \gamma_{23}(\alpha_1 - \Theta_p \delta_{23});$$

$$n = 2, 3; m = 5 - n;$$

$$\gamma_{kl} = x_k - x_l; \alpha_k = (\Lambda_p x_k - \Xi_p) x_k^2; \delta_{kl} = x_k^2 x_l^2;$$

$$\Theta_1 = -b_1; \Theta_n = -d_m; \Lambda_1 = \zeta_1/a_4; \Lambda_n = \zeta_n/a_4;$$

$$\Xi_1 = [a_4 b_1^2/C - \zeta_1(R_1 b_1 + e_2 d_2 + e_3 d_3) - \zeta_2(R_2 d_3 + e_3 b_1 + e_1 d_2) - \zeta_3(R_3 d_2 + e_2 b_1 + e_1 d_3)]/a_4^2;$$

$$\Xi_n = [a_4 b_1 d_m/C - \zeta_1(R_1 d_m + e_m b_n + e_n d_1) - \zeta_n(R_n b_n + e_m d_m + e_1 d_1) - \zeta_m(R_m d_1 + e_n d_m + e_1 b_n)]/a_4^2;$$

$$\zeta_1 = R_1 b_1^2 + R_2 d_3^2 + R_3 d_2^2 + 2[b_1(e_2 d_2 + e_3 d_3) + e_1 d_2 d_3];$$

$$\zeta_n = d_m(R_1 b_1 + R_n b_n) + R_m d_1 d_n + e_m(b_1 b_n + d_m^2) - (e_n b_1 + e_1 d_m) \times L_1 M_{nm} - L_n M_{1m}(e_n d_m + e_1 b_n) - L_m M_{1n}(e_1 d_1 + e_n d_n)$$

Если дискриминант резольвенты (9) больше нуля, то, используя решение Кардано для уравнения (8), получаем один действительный и два комплексно сопряженных корня:

$$\varpi_1 = \phi + \zeta - q_1/3; \varpi_{2,3} = \varepsilon \pm j\chi, \quad (13)$$

$$\text{где } \phi = \sqrt[3]{-0,5 \cdot v + \sqrt{D}}; \zeta = \sqrt[3]{-0,5 \cdot v - \sqrt{D}};$$

$$\varepsilon = -0,5 \cdot (\phi + \zeta) - q_1/3; \chi = 0,5 \cdot \sqrt{3}(\phi - \zeta).$$

В этом случае корни уравнения (7) имеют вид:

$$x_{1,2} = 0,5 \cdot \sqrt{\varpi_1} - 0,25 \cdot a_3/a_4 \pm \sqrt{0,5 \cdot (\varepsilon + \sqrt{\varepsilon^2 + \chi^2})};$$

$$x_{3,4} = \sigma \pm j\xi, \quad (14)$$

$$\text{где } \sigma = 0,5 \cdot \sqrt{\varpi_1} - 0,25 \cdot a_3/a_4; \xi = \sqrt{0,5 \cdot (-\varepsilon + \sqrt{\varepsilon^2 + \chi^2})}.$$

Если x_1 и x_2 действительны и различны, то токи в p -ых активных элементах можно представить в виде:

$$i_p = \frac{U_0 \lambda}{a_4 \aleph}, \quad (15)$$

$$\text{где } \aleph = x_1 x_2 (3\sigma^2 - 2\sigma\chi_1 - \xi^2 + x_1 x_2) + \chi_2 (\chi_2 + \chi_3 - 2\sigma\chi_1);$$

$$\lambda = B_{p1} \exp(x_1 t) + B_{p2} \exp(x_2 t) + \exp(\sigma \cdot t) [B_{p3} \cos(\xi t) + B_{p4} \sin(\xi t)];$$

$$B_{p1} = \left\{ \Theta_p [x_2^2 (3\sigma^2 - \xi^2 - 2x_2 \sigma) - \chi_2^2] + \Lambda_p [2\sigma\chi_2 - x_2 (3\sigma^2 - \xi^2 - x_2^2)] - \Xi_p [(\sigma - x_2)^2 + \xi^2] \right\} / (x_2 - \xi);$$

$$B_{p2} = \left\{ \Theta_p [\chi_2^2 + \sigma^2 (\xi^2 - 3\sigma^2 + 2x_1 \sigma)] + \Lambda_p [x_1 (3\sigma^2 - \xi^2) - 2\sigma\chi_2] + \Xi_p (\chi_2 - 2x_1 \sigma) \right\} / (x_2 - \xi);$$

$$B_{p3} = \Theta_p [(\xi^2 - 3\sigma^2)\chi_1 + 2\sigma\chi_3] + \Lambda_p [(3\sigma^2 - \xi^2) - \chi_3] + \Xi_p (\chi_1 - 2\sigma);$$

$$B_{p4} = \left\{ \Theta_p [\chi_3 (\xi^2 - \sigma^2) + \chi_1 \sigma (\sigma^2 - 3\xi^2) + x_1^2 x_2^2] + \Lambda_p (\chi_3 \sigma - x_1 x_2 \chi_1 + 3\sigma\xi^2 - \sigma^3) + \Xi_p (\sigma^2 - \xi^2 + x_1 x_2 - \sigma\xi_1) \right\} / \xi;$$

$$\chi_1 = x_1 + x_2; \chi_2 = \sigma^2 + \xi^2; \chi_3 = x_1^2 + x_1 x_2 + x_2^2.$$

Перемещения индуктора относительно СЯ, а также ПЯ относительно индуктора на основе уравнений (4) и (5) можно представить в виде рекуррентных соотношений:

$$\Delta z_{13}(t_{k+1}) = \left[i_1(t_k) \left(i_3(t_k) \frac{dM_{13}}{dz} - i_2(t_k) \frac{dM_{12}}{dz} \right) - K_T v_{13}(t_k) \right] \times$$

$$\times 0,5 \frac{\Delta t^2}{m_1 + m_2 + m_e} + \Delta z_{13}(t_k) + v_{13}(t_k) \Delta t, \quad (16)$$

$$\Delta z_{12}(t_{k+1}) = \Delta z_{12}(t_k) + v_{12}(t_k) \Delta t + \frac{\Delta t^2}{2(m_2 + P)} \times$$

$$\times \left[\left(i_1(t_k) \frac{dM_{12}}{dz} - i_3(t_k) \frac{dM_{23}}{dz} \right) i_2(t_k) - K_T (v_{12}(t_k) + v_{13}(t_k)) - \right.$$

$$- 0,125 \cdot \pi \cdot \beta_a \gamma_a D_{2m}^2 [v_{12}(t_k) + v_{13}(t_k)]^2 -$$

$$\left. - K_P (\Delta z_{12}(t_k) + \Delta z_{13}(t_k)) \right]. \quad (17)$$

Температура p -ого активного элемента при перемещении якоря и индуктора, когда отсутствует тепловой контакт между ними, можно описать рекуррентным соотношением [10]:

$$T_p(t_{k+1}) = T_p(t_k) \chi + (1 - \chi) \left[T_0 + 4\pi^{-2} i_p(t_k) R_p(T_n) \alpha_{Tp}^{-1} \times \right.$$

$$\left. \times D_{ep}^{-1} H_p^{-1} (D_{ep}^2 - D_{ip}^2)^{-1} \right], \quad (18)$$

где $\chi = \exp\{-0,25 \Delta t D_{ep} \alpha_{Tp} c_p^{-1} (T_p) \gamma_p^{-1}\}$; D_{ep} , D_{ip} – внешний и внутренний диаметры p -ого активного элемента соответственно; α_{Tp} – коэффициент теплоотдачи p -ого активного элемента; c_p – теплоемкость p -ого активного элемента.

Начальные условия системы уравнений (1) – (18):

$T_p(0) = T_0$ – температура p -ого активного элемента; $i_p(0) = 0$ – ток p -ого активного элемента; $\Delta z(0) = 1$ мм – исходное осевое расстояние между якорями и индуктором; $u_c(0) = U_0$ – напряжение ЕНЭ; $v_z(0) = 0$ – скорость якоря вдоль оси z .

Для того чтобы учесть комплекс взаимосвязанных электрических, магнитных, тепловых и механических процессов и различные нелинейные зависимости переходный процесс разбивается на большое число интервалов времени $\Delta t = t_{k+1} - t_k$, в пределах которых все величины считаются неизменными. При таком численно-аналитическом подходе внутри малого интервала Δt используются определенные ранее аналитические выражения для расчета основных величин, а переходный процесс рассчитывается с использованием итерационных соотношений на ЭВМ.

Основные параметры ЛИИЭП. Рассмотрим ЛИИЭП коаксиальной конфигурации, у которого оба якоря выполнены в форме плоского диска из технической меди, одна из сторон которого обращена к индуктору.

Индуктор: внешний диаметр $D_{ex1} = 100$ мм, внутренний диаметр $D_{in1} = 10$ мм, высота $H_1 = 10$ мм, сечение медной шины $a \times b = 1,8 \times 4,8$ мм², количество витков шины $N_1 = 46$ шт. Индуктор выполнен в виде двухслойной обмотки с внешними электрическими выводами.

Якоря: внешний диаметр $D_{ex2,3} = 100$ мм, внутренний диаметр $D_{in2,3} = 10$ мм, высота $H_2 = H_3 = 3 - 7$ мм.

ЕНЭ: емкость $C = 500$ мкФ, напряжение $U_0 = 1,5$ кВ.

Исполнительный элемент имеет массу $m_e = 1,0$ кг.

Электромеханические характеристики ЛИИЭП. Рассмотрим влияние высоты якорей на электромеханические процессы ЛИИЭП. Высоту ПЯ будем оценивать безразмерным геометрическим параметром $h_2^* = H_2 H_1^{-1}$, а высоту СЯ – параметром $h_3^* = H_3 H_1^{-1}$.

Рассмотрим электромеханические характеристики ЛИИЭП, имеющих различные сочетания высот СЯ и ПЯ.

На рис. 2 представлены электромеханические характеристики ЛИИЭП, у которого высота СЯ в два раза больше высоты ПЯ (параметры якорей $h_2^*=0,3, h_3^*=0,6$).

Ток в индукторе с плотностью j_1 имеет колебательно-затухающий характер. Максимальная плотность тока индуктора составляет 448 А/мм^2 . В начальный момент рабочего процесса плотности тока в ПЯ j_2 и в СЯ j_3 имеют противоположную к индуктору полярность. Максимум плотности тока в ПЯ составляет $554,6 \text{ А/мм}^2$, а в СЯ – 303 А/мм^2 . Вследствие взаимодействия токов на ПЯ действуют ЭДУ отталкивания f_{z2} , максимальная величина которых составляет $13,6 \text{ кН}$.

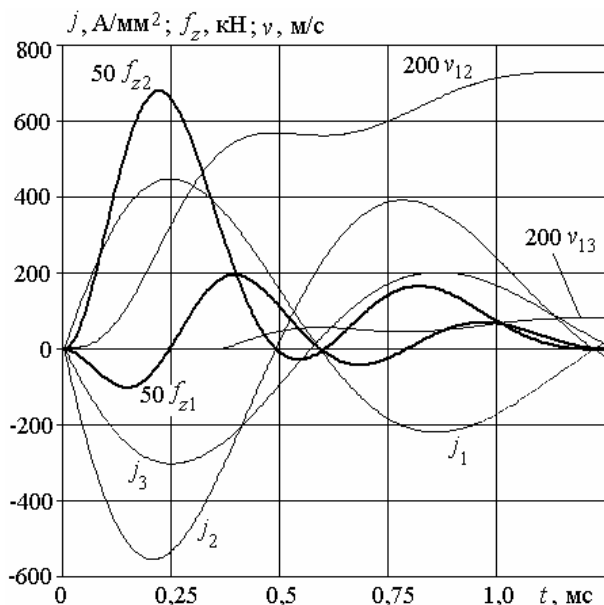


Рис. 2. Электромеханические характеристики ЛИИЭП с геометрическими параметрами якорей $h_2^*=0,3, h_3^*=0,6$

В интервале $0,5-0,65 \text{ мс}$ ЭДУ меняют направление, после чего происходит повторный всплеск усилий отталкивания, но значительно меньшей величины, по сравнению с первоначальным. В результате ПЯ перемещается относительно индуктора со скоростью v_{12} , максимальная величина которой составляет $3,65 \text{ м/с}$.

На индуктор в начальный момент времени действуют отрицательные ЭДУ f_{z1} , прижимающие его к СЯ. Однако через $0,25 \text{ мс}$ эти ЭДУ, изменяя направление, отталкивают индуктор от СЯ с максимальной величиной $3,9 \text{ кН}$. В результате индуктор перемещается относительно СЯ со скоростью v_{13} , максимальная величина которой составляет $0,4 \text{ м/с}$. Причем перемещение индуктора начинается с задержкой $0,35 \text{ мс}$. Значение максимальной скорости ПЯ относительно СЯ $v_{23} = v_{12} + v_{13}$ составляет $4,05 \text{ м/с}$.

На рис. 3 представлены электромеханические характеристики ЛИИЭП, у которого высота ПЯ в два раза больше высоты СЯ (параметры якорей $h_2^*=0,6, h_3^*=0,3$).

В данном ЛИИЭП, как и в рассмотренном выше, сохраняется характер протекания токов. Максимальная плотность тока в индукторе j_1 незначительно увеличивается до $450,1 \text{ А/мм}^2$. Максимум плотности тока j_2 в ПЯ уменьшается до $294,3 \text{ А/мм}^2$, а в СЯ j_3 плотность тока повышается до -573 А/мм^2 . Вследствие этого максимальная величина ЭДУ отталкивания, дей-

ствующих на f_{z2} , уменьшается до $12,7 \text{ кН}$. В результате максимальная скорость перемещения ПЯ относительно индуктора v_{12} уменьшается до величины $2,95 \text{ м/с}$.

Однако в данном ЛИИЭП на индуктор в начальный момент времени действуют положительные ЭДУ f_{z1} , отталкивающие его от СЯ и его перемещение начинается примерно через $0,1 \text{ мс}$. При этом максимальная величина этих сил наблюдается во втором пике отталкивания, достигая $2,18 \text{ кН}$. В результате индуктор перемещается относительно СЯ со скоростью v_{13} , максимальная величина которой достигает $0,63 \text{ м/с}$. Максимальная скорость ПЯ относительно СЯ v_{23} составляет $3,58 \text{ м/с}$. Уменьшение скорости ПЯ можно объяснить его повышенной массой.

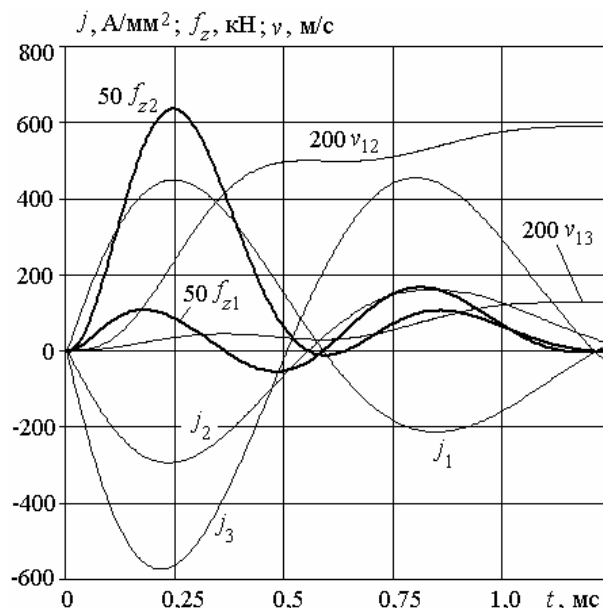


Рис. 3. Электромеханические характеристики ЛИИЭП с геометрическими параметрами якорей $h_2^*=0,6, h_3^*=0,3$

Рассмотрим вариант ЛИИЭП, у которого высоты СЯ и ПЯ равны. На рис. 4 представлены электромеханические характеристики ЛИИЭП с параметрами $h_2^*=0,4, h_3^*=0,4$.

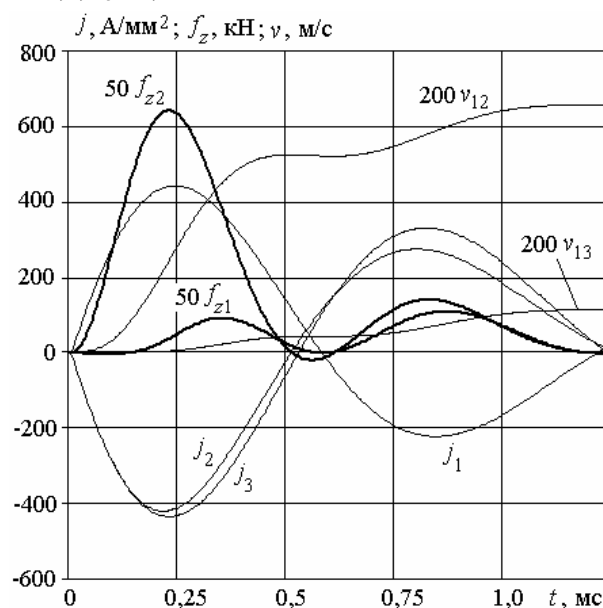


Рис. 4. Электромеханические характеристики ЛИИЭП с геометрическими параметрами якорей $h_2^*=0,4, h_3^*=0,4$

В данном ЛИИЭП максимальная плотность тока в индукторе j_1 составляет $442,8 \text{ А/мм}^2$. Токи в якорях особенно на начальном участке процесса, где отсутствует перемещение активных элементов, практически одинаковы. Максимум плотности тока j_2 в ПЯ составляет $420,3 \text{ А/мм}^2$, а в СЯ $j_3 = 434,8 \text{ А/мм}^2$. Максимальная величина ЭДУ отталкивания, действующих на f_{z2} , составляет $12,8 \text{ кН}$, что приводит к перемещению ПЯ относительно индуктора со скоростью v_{12} , максимальная величина которой составляет $3,28 \text{ м/с}$.

В данном ЛИИЭП на индуктор до момента времени $0,15 \text{ мс}$ практически не действуют ЭДУ f_{z1} . Вследствие этого перемещение индуктора относительно СЯ начинается практически через $0,25 \text{ мс}$. При этом максимальная величина этих сил наблюдается во втором пике отталкивания и составляет лишь $1,85 \text{ кН}$. В результате индуктор перемещается относительно СЯ со скоростью v_{13} , максимальная величина которой составляет $0,56 \text{ м/с}$. При этом максимальная скорость ПЯ относительно СЯ v_{23} составляет $3,84 \text{ м/с}$.

Силовые и скоростные показатели ЛИИЭП. Рассмотрим влияния геометрических параметров СЯ $h_2^* \in [0,3; 0,7]$ и ПЯ $h_3^* \in [0,3; 0,7]$ на величину импульса ЭДУ $F_{zp} = \int f_{zp} dt$, где $p = 1, 2, 3$ – индексы индуктора, ПЯ и СЯ.

Величины импульсов ЭДУ, действующих на индуктор F_{z1} , существенно меньше, чем величины импульсов, действующих на ПЯ F_{z2} и СЯ F_{z3} . Максимальные значения импульса ЭДУ F_{z1} , действующих на индуктор, возникают при геометрических параметрах якорей $h_3^*=0,4$ и $h_2^*=0,7$ (рис. 5). Минимальные значения F_{z1} возникают при $h_3^*=0,7$ и $h_2^*=0,4$. Наибольшая величина импульса ЭДУ F_{z1} при любой высоте ПЯ реализуется при СЯ с параметром $h_3^*=0,4$.

Наименьшие значения импульса ЭДУ F_{z2} , действующих на ПЯ, наоборот, возникают при $h_3^*=0,4$ (минимальное значение имеет место при высоком ПЯ $h_2^*=0,7$). Наибольшие значения импульса ЭДУ F_{z2} имеют место при $h_2^*=0,42-0,45$ (максимальное значение имеет место при высоком СЯ $h_3^*=0,7$).

Наибольшие значения импульса ЭДУ F_{z3} , действующих на СЯ, возникают при $h_3^*=0,4$ (максимальное значение имеет место при $h_2^*=0,7$). А наибольшие значения импульса ЭДУ F_{z3} имеют место при $h_2^*=0,4$ (минимальное значение имеет место при $h_3^*=0,7$).

Рассмотрим влияния геометрических параметров СЯ $h_2^* \in [0,3; 0,7]$ и ПЯ $h_3^* \in [0,3; 0,7]$ на скорости перемещения индуктора и ПЯ, реализуемые в конце рабочего процесса (рис. 6).

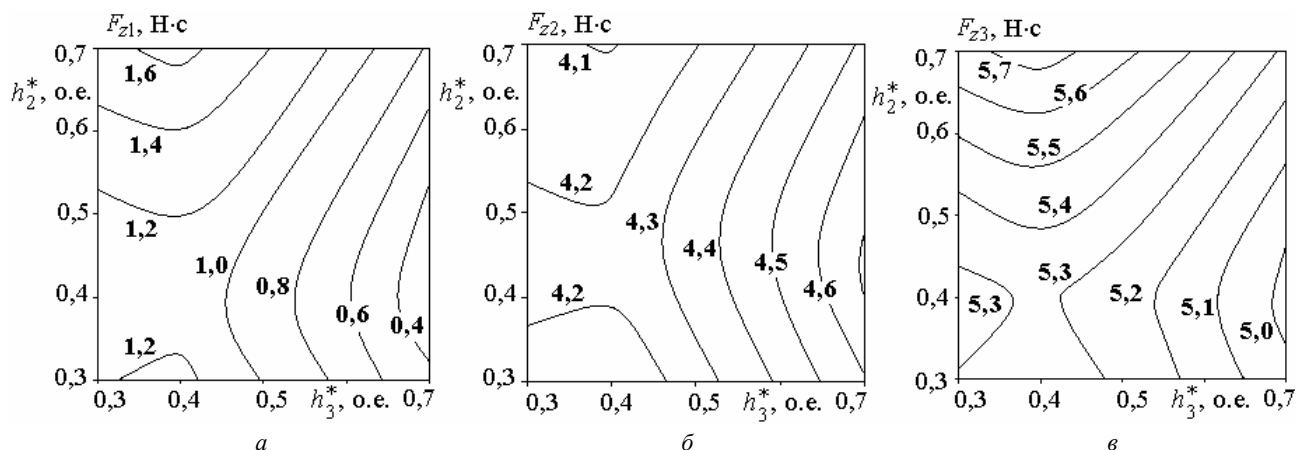


Рис. 5. Зависимость импульсов ЭДУ, действующих на индуктор (а), ПЯ (б) и СЯ (в) в зависимости от соотношений геометрических параметров h_2^* и h_3^*

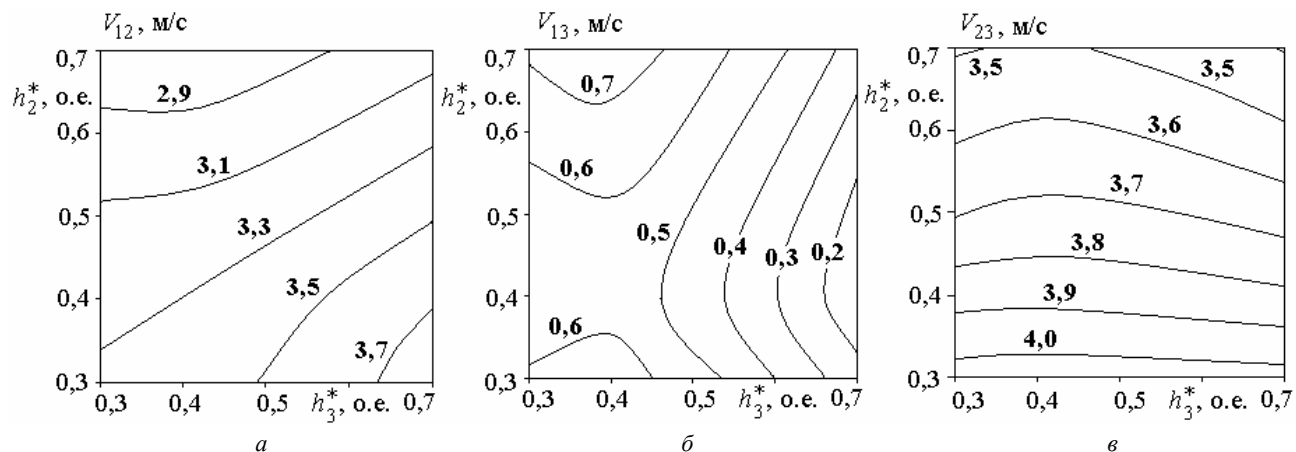


Рис. 6. Зависимость скоростей ПЯ относительно индуктора (а), индуктора относительно СЯ (б) и ПЯ относительно СЯ (в) в зависимости от соотношений геометрических параметров h_2^* и h_3^*

Максимальное значение скорости ПЯ относительно индуктора V_{12} реализуется при минимальной его высоте $h_2^*=0,3$ и максимальной высоте СЯ $h_3^*=0,7$. А минимальное значение скорости ПЯ относительно индуктора V_{12} реализуется при максимальной его высоте $h_2^*=0,7$ и минимальной высоте СЯ $h_3^*=0,3$.

В свою очередь наибольшие значения скорости перемещения индуктора относительно СЯ V_{13} имеют место при относительно невысоком СЯ $h_3^*=0,4$ (максимальная скорость имеет место при высоком ПЯ $h_2^*=0,7$). Наименьшие значения скоростей V_{13} реализуются при $h_2^*=0,45$ (минимальная скорость V_{13} имеет место при высоком СЯ $h_3^*=0,7$).

Наибольший интерес представляет скорость перемещения ПЯ относительно СЯ V_{23} . Как показывают расчеты наибольшие скорости V_{23} развивает наиболее низкий ПЯ $h_2^*=0,3$, причем высота СЯ на нее практически не влияет. Однако с увеличением высоты ПЯ начинает сказываться влияние СЯ. В этом случае высоту СЯ целесообразно выбирать с геометрическим параметрами $h_3^*=0,4-0,42$.

Влияние массы исполнительного элемента на показатели ЛИИЭП. Для того чтобы более полно понять электромеханические процессы в ЛИИЭП, рассмотрим влияние массы исполнительного элемента m_e на его электромеханические показатели. На рис. 7 представлены зависимости показателей ЛИИЭП, имеющего геометрические параметры якорей $h_2^*=0,5$, $h_3^*=0,5$, от массы исполнительного элемента. С увеличением массы m_e происходит существенное уменьшение скорости перемещения индуктора относительно СЯ V_{13} , которая уже при массе $m_e=3$ кг практически снижается до нуля. Скорость ПЯ относительно индуктора V_{12} с увеличением массы исполнительного элемента от 0 до 5 кг уменьшается с 9,83 м/с до 0,9 м/с.

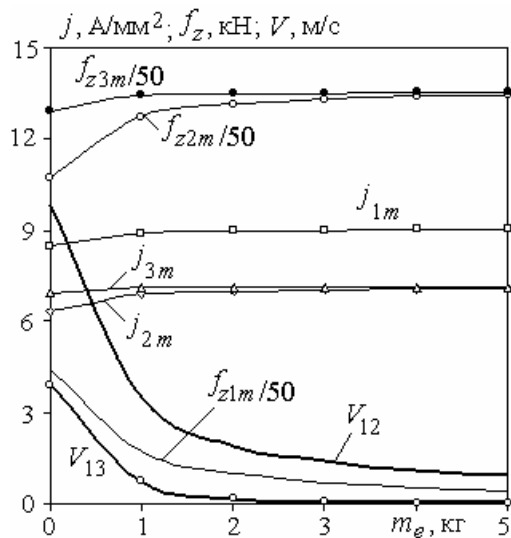


Рис. 7. Зависимость показателей ЛИИЭП с параметрами $h_2^*=0,5$, $h_3^*=0,5$ от массы исполнительного элемента

Зависимости максимальных значений ЭДУ, действующих на активные элементы ЛИИЭП, от массы исполнительного элемента имеют следующие особенности. С увеличением массы m_e максимальные значения ЭДУ, действующих на индуктор f_{z1m} , уменьшаются, а на якоря — увеличиваются. Причем максимальные ЭДУ, действующих на ПЯ f_{z2m} , меньше, чем аналогичные усилия, действующие на СЯ f_{z3m} . Однако с увеличением

массы исполнительного элемента эти усилия стремятся к выравниванию. Очевидно, что при полностью заторможенном ПЯ эти ЭДУ будут равными.

С увеличением массы m_e происходит увеличение токов как в индукторе, так и в якорях, особенно сильно — в интервале 0...1 кг. Это можно объяснить более сильным индукционным взаимодействием индуктора с якорями, которые находятся в сильной магнитной связи.

Выводы.

1. Разработана математическая модель, которая описывает электромеханические процессы ЛИИЭП с подвижным индуктором, взаимодействующим со стационарным и подвижным электропроводящими якорями.

2. Установлено влияние высот якорей на электромеханические процессы ЛИИЭП. Показано, что в начальный момент рабочего процесса токи в якорях имеют противоположную к току индуктора полярность.

3. Показано, что если высота СЯ в два раза больше высоты ПЯ, то на индуктор в начальный момент времени действуют ЭДУ, прижимающие его к СЯ, и перемещение индуктора начинается с задержкой 0,35 мс. Если высота ПЯ в два раза больше высоты СЯ, то на индуктор в начальный момент времени действуют ЭДУ, отталкивающие его от СЯ, и его перемещение начинается с задержкой 0,1 мс. Если высоты СЯ и ПЯ равны, то до момента времени 0,15 мс на индуктор практически не действуют ЭДУ и перемещение индуктора относительно СЯ начинается с задержкой 0,25 мс.

4. Установлено влияние высот дисковых якорей на величины импульсов ЭДУ, действующих на индуктор и якоря. Величины импульсов ЭДУ, действующих на индуктор существенно меньше, чем импульсы ЭДУ, действующих на якоря. Установлены комбинации высот якорей, при которых на них и на индуктор действуют как наибольшие, так и наименьшие импульсы ЭДУ.

5. Установлено влияние геометрических параметров СЯ и ПЯ на скорости перемещения индуктора и ПЯ. Наибольшие скорости развивает наиболее низкий ПЯ, причем высота СЯ на них практически не влияет. Однако с увеличением высоты ПЯ начинает сказываться влияние СЯ. В этом случае высоту СЯ целесообразно выбирать с геометрическим параметром $h_3^*=0,4-0,42$.

6. Показано, что с увеличением массы исполнительного элемента происходит увеличение токов в активных элементах ЛИИЭП и уменьшение скоростей индуктора и ПЯ. При этом максимальные значения ЭДУ, действующих на индуктор, уменьшаются, а на якоря — увеличиваются. Максимальные ЭДУ, действующие на ПЯ меньше, чем аналогичные усилия, действующие на СЯ.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Balicki A., Zabar Z., Birenbaum L., Czarkowski D. Improved performance of linear induction launchers // IEEE Transactions on Magnetics. — 2005. — vol.41. — no.1. — pp. 171-175. doi: 10.1109/tmag.2004.839283.
2. D.-K. Lim, D.-K. Woo, I.-W. Kim, D.-K. Shin, J.-S. Ro, T.-K. Chung, H.-K. Jung. Characteristic Analysis and Design of a Thomson Coil Actuator Using an Analytic Method and a Numerical Method // IEEE Transactions on Magnetics. — 2013. — vol.49. — no.12. — pp. 5749-5755. doi: 10.1109/tmag.2013.2272561.
3. Томашевский Д.Н., Кошкин А.Н. Моделирование линейных электродвигателей импульсного действия // Электротехника. — 2006. — №1. — С. 24-27.
4. Болюх В.Ф., Олексенко С.В., Шукин И.С. Сравнительный анализ линейных импульсных электромеханических

преобразователей электромагнитного и индукционного типов // Технічна електродинаміка. – 2016. – №5. – С. 46-48.

5. Young-woo Jeong, Seok-won Lee, Young-geun Kim, Hyun-wook Lee. High-speed AC circuit breaker and high-speed OCD // 22nd International Conference and Exhibition on Electricity Distribution (CIRED 2013). – 2013, 10-13 June, Stockholm. – Paper 608. doi: 10.1049/cp.2013.0834.

6. Иванов В.В., Паранин С.Н., Ноздрин А.А. Полуавтоматическая установка магнитно-импульсного прессования порошков // Материаловедение. – 2011. – № 7. – С. 42-45.

7. Ивашин В.В., Пенчев В.П. Особенности динамики работы и энергетических диаграмм импульсного электромагнитного привода при параллельном и последовательном соединении обмоток возбуждения // Электротехника. – 2013. – №6. – С. 42-46.

8. Bolyukh V.F., Luchuk V.F., Rassokha M.A., Shchukin I.S. High-efficiency impact electromechanical converter // Russian electrical engineering. – 2011. – vol.82. – no.2. – pp. 104-110. doi: 10.3103/s1068371211020027.

9. Болух В.Ф., Шукин И.С. Линейные индукционно-динамические преобразователи. Saarbrücken, Germany: LAP Lambert Academic Publishing, 2014. – 496 с.

10. Bissal A., Magnusson J., Engdahl G. Comparison of two ultra-fast actuator concept // IEEE Transactions on Magnetics. – 2012. – vol.48. – no.11. – pp. 3315-3318. doi: 10.1109/tmag.2012.2198447.

11. US Patent 8686814: H01H77/00. Electric switching device with ultra-fast actuating mechanism and hybrid switch comprising one such device / Schneider Electric Industries SAS. 01.04.2014.

12. Bolyukh V.F., Shchukin I.S. The thermal state of an electromechanical induction converter with impact action in the cyclic operation mode // Russian electrical engineering. – 2012. – vol.83. – no.10. – pp. 571-576. doi: 10.3103/s1068371212100045.

REFERENCES

1. Balicki A., Zabar Z., Birenbaum L., Czarkowski D. Improved performance of linear induction launchers. *IEEE Transactions on Magnetics*, 2005, vol.41, no.1, pp. 171-175. doi: 10.1109/tmag.2004.839283.

2. D.-K. Lim, D.-K. Woo, I.-W. Kim, D.-K. Shin, J.-S. Ro, T.-K. Chung, H.-K. Jung. Characteristic Analysis and Design of a Thomson Coil Actuator Using an Analytic Method and a Numerical Method. *IEEE Transactions on Magnetics*, 2013, vol.49, no.12, pp. 5749-5755. doi: 10.1109/tmag.2013.2272561.

3. Tomashevsky D.N., Koshkin A.N. Modeling of linear impulse electric motors. *Russian Electrical Engineering*, 2006, no.1, pp. 24-27. (Rus).

4. Bolyukh V.F., Oleksenko S.V., Shchukin I.S. Comparative analysis of linear pulse electromechanical converters electromagnetic and induction types. *Technical Electrodynamics*, 2016, no.5, pp. 46-48. (Rus).

5. Young-woo Jeong, Seok-won Lee, Young-geun Kim, Hyun-wook Lee. High-speed AC circuit breaker and high-speed OCD. *22nd International Conference and Exhibition on Electricity Distribution (CIRED 2013)*, 2013, 10-13 June, Stockholm, Paper 608. doi: 10.1049/cp.2013.0834.

6. Ivanov V.V., Parani S.N., Nozdrin A.A. Semiautomatic installation of magnetic pulse compaction of powders. *Materialovedenie*, 2011, no.7, pp. 42-45. (Rus).

7. Ivashin V.V., Penchev V.P. Features of the dynamics of work and energy diagrams of pulsed electromagnetic drive with parallel and series connection of excitation windings. *Electrical engineering*, 2013, no.6, pp. 42-46. (Rus).

8. Bolyukh V.F., Luchuk V.F., Rassokha M.A., Shchukin I.S. High-efficiency impact electromechanical converter. *Russian electrical engineering*, 2011, vol.82, no.2, pp. 104-110. doi: 10.3103/s1068371211020027.

9. Bolyukh V.F., Shchukin I.S. *Lineinye induktsionno-dinamicheskie preobrazovateli* [Linear induction-dynamic converters]. Saarbrücken, Germany, LAP Lambert Academic Publ., 2014. 496 p. (Rus).

10. Bissal A., Magnusson J., Engdahl G. Comparison of two ultra-fast actuator concept. *IEEE Transactions on Magnetics*, 2012, vol.48, no.11, pp. 3315-3318. doi: 10.1109/tmag.2012.2198447.

11. Schneider Electric Industries SAS. *Electric switching device with ultra-fast actuating mechanism and hybrid switch comprising one such device*. Patent USA, no.8686814, 2014.

12. Bolyukh V.F., Shchukin I.S. The thermal state of an electromechanical induction converter with impact action in the cyclic operation mode. *Russian electrical engineering*, 2012, vol.83, no.10, pp. 571-576. doi: 10.3103/s1068371212100045.

Поступила (received) 05.01.2018

Болух Владимир Федорович¹, д.т.н., проф.,
Кочерга Александр Иванович¹, аспирант,
Шукин Игорь Сергеевич^{1,2}, к.т.н., доц.,

¹ Национальный технический университет
«Харьковский политехнический институт»,
61002, Харьков, ул. Кирпичева, 2,
тел/phone +38 057 7076427, e-mail: vfbolyukh@gmail.com
² ООО Фирма «ТЭТРА, Ltd»,
61002, Харьков, ул. Кирпичева, 2,
тел/phone +38 057 7076427, e-mail: tech@tetra.kharkiv.com.ua

V.F. Bolyukh¹, A.I. Kocherga¹, I.S. Schukin^{1,2}

¹ National Technical University «Kharkiv Polytechnic Institute»,
2, Kyrpychova Str., Kharkiv, 61002, Ukraine.

² Firm Tetra, LTD,
2, Kyrpychova Str., Kharkiv, 61002, Ukraine.

Electromechanical processes in a linear pulse-induction electromechanical converter with a movable inductor and two armatures.

Purpose. The purpose of the paper is to determine the influence of the height of the mobile and stationary disk electrically conductive armatures covering the movable inductor on the electromechanical processes of linear pulsed-induction electromechanical converter (LPIEC). **Methodology.** With the help of the developed mathematical model that describes electromechanical and thermal processes of LPIEC, the influence of the heights of the armatures on electromechanical processes, the values of the electrodynamic forces acting on the inductor and armature, and the moving speed of the movable armature (MA) is established. **Results.** It is shown that if the height of the stationary armature (SA) is twice the height of the MA, then the inductor at the initial instant of time is acted upon by electrodynamic forces pressing it to the SA, and the displacement of the inductor begins with a delay of 0.35 ms. If the height of the MA is twice the height of the SA, then the electrodynamic forces act on the inductor at the initial instant of time, repelling it from the SA, and its movement begins with a delay of 0.1 ms. If the heights of the SA and the MA are equal, then until the time 0.15 ms on the inductor, the electrodynamic forces practically do not act and the inductor moving relative to the SA begins with a delay of 0.25 ms. **Originality.** The effect of the geometric parameters of the SA and MA on the velocity of the inductor moving relative to the SA, MA relative to the inductor and the MA relative to the SA is established. It has been established that the highest velocity of the MA relative to the SA develops the lowest MA, and the height of the SA does not affect it practically. However, with the increase in the height of the MA, the effect of SA begins to affect. In this case, it is expedient to select the height of the SA to be 0.4-0.42 of the height of the inductor. **Practical value.** It is shown that as the weight of the actuating element increases, the currents in the active elements of the LPIEC increase, the induction velocities of the inductor relative to the SA and the MA decrease relative to the inductor. At the same time, the maximum the electrodynamic forces values acting on the inductor decrease, and the armatures increase. Moreover, the maximum the electrodynamic forces acting on the MA are less than similar forces acting on the SA. References 12, figures 7.

Key words: linear pulse-induction electromechanical converter, mathematical model, mobile inductor, stationary armature, movable armature, electromechanical processes.

В.С. Маляр, А.В. Маляр

ДОСЛІДЖЕННЯ ВПЛИВУ ДОДАТКОВОГО АКТИВНОГО ОПОРУ В КОЛІ ОБМОТКИ ЗБУДЖЕННЯ НА ПУСКОВІ ХАРАКТЕРИСТИКИ ЯВНОПОЛЮСНИХ СИНХРОННИХ ДВИГУНІВ

На основі розробленого методу розрахунку усталених асинхронних режимів явнопольосних синхронних двигунів запропоновано методику математичного моделювання пускових характеристик. Задача розрахунку стаціонарного асинхронного режиму розв'язується як крайова для диференціальних рівнянь електричної рівноваги контурів двигуна. Алгебраїзація системи диференціальних рівнянь здійснюється шляхом апроксимації рівнянь стану кубічними сплайн-функціями на сітці вузлів періоду з урахуванням періодичного закону зміни координат. В результаті здійснюється перехід від їх континуальних значень до вузлових. Розрахунок пускових статичних характеристик здійснюється методом продовження по параметру. Для дослідження впливу величини пускового опору на асинхронні характеристики двигуна використано математичну модель двигуна, в якій враховуються реальні контури пускової обмотки, насичення та несиметрія магнітопроводу. Бібл. 10, рис. 5.

Ключові слова: явнопольосний синхронний двигун, асинхронний режим, пусковий опір, статичні характеристики, крайова задача, апроксимація сплайнами.

На основе разработанного метода расчета установившихся асинхронных режимов явнопольосных синхронных двигателей предложена методика математического моделирования пусковых характеристик. Задача расчета стационарного асинхронного режима решается как крайовая для дифференциальных уравнений электрического равновесия контуров двигателя. Алгебраизация системы дифференциальных уравнений осуществляется путем аппроксимации уравнений состояния кубическими сплайн-функциями на сетке узловых точек периода с учетом периодического закона изменений координат. В результате осуществляется переход от их континуальных значений к узловым. Расчет пусковых статических характеристик осуществляется методом продолжения по параметру. Для исследования влияния величины пускового сопротивления на асинхронные характеристики двигателя использовано математическую модель двигателя, в которой учитываются реальные контуры пусковой обмотки, насыщение и несимметрия магнитопровода. Библ. 10, рис. 5.

Ключевые слова: явнопольосный синхронный двигатель, асинхронный пуск, пусковое сопротивление, статические характеристики, крайовая задача, аппроксимация сплайнами.

Вступ. Застосування синхронних двигунів (СД) для електроприводів великої потужності забезпечує високі техніко-економічні показники однак існує проблема їх пуску [1-3]. СД виготовляються здебільшого з явновраженими полюсами, на яких розміщена обмотка збудження. Для виходу на синхронний режим ротор двигуна необхідно розігнати до близької до синхронної швидкості обертання, після чого подати в обмотку збудження постійний струм, в результаті чого ротор увійде в синхронізм з магнітним полем обмотки статора.

Проблема пуску синхронних двигунів, які працюють в потужних електроприводах, є однією з основних [4-6]. Особливо актуальна ця проблема для тих синхронних електроприводів, в яких пуск здійснюється під навантаженням. Її суть полягає в забезпеченні необхідного пускового моменту, який зумовлений умовами роботи приводу. В практиці відомі різні способи пуску і схеми, які їх реалізують, яким властиві як недоліки, так і переваги. Вибір конкретного способу вирішення проблеми пуску потребує ефективних щодо адекватності методів отримання функціональних залежностей, які б давали можливість аналізувати як якісні, так і кількісні сторони динаміки пускового процесу. Вони є основою для розроблення пускових систем [4], які забезпечують технологічну надійність роботи електрообладнання і його економічність щодо витрат електроенергії, що важливо для електроприводів, які працюють в умовах частих пусків.

Як відомо, основним способом пуску СД є асинхронний пуск, який здійснюється шляхом його прямого вмикання на номінальну напругу, а електромагнітний

момент розвивається за рахунок розміщеної в полюсах явнопольосного ротора пускової обмотки [2]. Загальноприйнято обмотку збудження на час пуску замикати на розрядний активний опір величиною, яка у (5-10) разів перевищує її власний опір r_f , рідше накоротко. Призначення цього опору – уникнення перенапруг в обмотці збудження на початку асинхронного пуску. Питання впливу додаткового пускового опору в обмотці збудження на величину електромагнітного моменту, як правило, не розглядалось або досліджувалось з використанням настільки спрощених математичних моделей, що отримати достовірні результати мало ймовірно.

Електромагнітний момент, який створює в асинхронному режимі пускова обмотка ротора СД, недостатній для його пуску під навантаженням, тому використовують різні засоби, спрямовані на його підвищення [5, 6]. Зокрема, одним із шляхів вирішення проблеми покращення пускових властивостей СД є вмикання послідовно в обмотку збудження конденсаторів, які компенсують її індуктивний опір, однак неправильний вибір значення їх ємності може призвести до виникнення явища резонансу напруг або до зниження пускового електромагнітного моменту замість підвищення [7]. Цих недоліків позбавлений спосіб покращення пускових характеристик за допомогою активного опору в обмотці збудження [1]. Однак проблема дослідження асинхронного пуску СД, обмотка збудження якого закорочена на активний опір, незважаючи на її важливе практичне значення, залишається невирішеною до цих пір.

Питання обґрунтованого вибору величини додаткового опору в обмотці збудження може бути вирішене шляхом математичного моделювання, однак це потребує використання розвинених математичних моделей СД і розроблення ефективних методик числового аналізу.

Метою роботи є розроблення математичної моделі та методики розрахунку асинхронних режимів СД з метою дослідження впливу активного опору в контурі обмотки збудження на пускові характеристики СД.

Математична модель. Розглянемо СД, обмотка статора якого живиться від трифазної мережі, а на роторі розміщена пускова обмотка з n стержнями на кожному полюсі та обмотка збудження.

Як відомо [2], усталені синхронні режими СД можна аналізувати на основі використання заступних схем, проте в умовах несинхронного обертання ротора, навіть в усталеному режимі, електромагнітні процеси, які протікають в електричних контурах двигуна, є динамічними. А оскільки заступні схеми не дають можливості врахувати основні чинники, що впливають на динаміку процесів в СД, то для аналізу асинхронних режимів СД непридатні.

Внаслідок явнополюсної конструкції ротора і несиметрії пускової обмотки, розподіл магнітної індукції у повітряному проміжку відрізняється від синусоїдного, а електромагнітний момент в усталеному асинхронному режимі має постійну складову і змінну, яка коливається з подвійною частотою. Крім того, внаслідок насичення магнітопроводу СД, потокозчеплення контурів, а отже і електромагнітні параметри, нелінійно залежать від усіх його струмів.

Практика розрахунків процесів в СД, свідчить, що визначальний вплив на поведінку двигуна в асинхронному режимі має пускова обмотка, а отже від адекватності її описання в математичній моделі залежить точність отриманих результатів розрахунку. Іншими чинниками є несинусоїдний розподіл намагнічувальних сил електричних контурів СД і насичення магнітної системи. Тільки врахування цих чинників у їх взаємозв'язку може слугувати основою для розроблення відповідних методик розрахунку на основі використання сучасних числових методів.

Асинхронні режими СД описуються нелінійною системою диференціальних рівнянь (ДР) електро-механічної рівноваги, яка може бути записана як в реальних фазних, так і в перетворених системах координат. Вибір системи координат є визначальним, оскільки від неї залежить можливість врахування тих чи інших чинників, які впливають на динаміку процесу. Крім того, для явнополюсного СД важливим є спосіб моделювання пускової обмотки: у вигляді двох еквівалентних чи реальних фізичних контурів.

Більшість задач аналізу не потребують використання під час математичного моделювання розгляду процесів в кожному стержні пускової обмотки, тому її можна еквівалентувати двома ортогональними контурами, орієнтованими по поздовжній (d) та поперечній (q) осях [2]. Оскільки у створенні електромагнітного моменту в асинхронному режимі пускова обмотка є визначальною, то з метою отримання адекватних результатів будемо розглядати утворені її стержнями

реальні контури [10], між якими внаслідок насичення магнітопроводу існують нелінійні взаємоіндуктивні зв'язки. Проте, обмотку статора, оскільки вона симетрична і живиться симетричною трифазною системою напруг, можна розглядати у відомих d, q координатних осях. За таких умов процес асинхронного пуску СД у разі замикавання обмотки збудження на активний опір $r_a = k \cdot r_f$, де k – кратність додаткового опору, описується нелінійною системою ДР електромагнітної рівноваги контурів

$$\begin{aligned} \frac{d\psi_d}{dt} &= \omega\psi_q - r_{i_d} + U_m \sin \theta; \\ \frac{d\psi_q}{dt} &= -\omega\psi_d - r_{i_q} + U_m \cos \theta; \\ \frac{d\psi_1}{dt} &= -r_{1,1}i_1 + r_{1,2}i_2 - r_{1,n}i_n; \\ &\dots \\ \frac{d\psi_n}{dt} &= -r_{n,1}i_1 + r_{n,n-1}i_{n-1} - r_{n,n}i_n; \\ \frac{d\psi_f}{dt} &= -(r_f + r_a) i_f, \end{aligned} \quad (1)$$

де ψ_k, i_k ($k = d, q, 1, \dots, n, f$) – потокозчеплення та струми відповідних контурів; r, r_f, r_{jk} – активні опори обмоток: статора, збудження та демпферних контурів (r_{jk}), власних – при $j=k$ і взаємних – при $j \neq k$; θ – кут вибігу ротора.

Система ДР (1), доповнена рівнянням руху ротора, дає змогу досліджувати перехідні процеси в асинхронних режимах роботи СД. Очевидно, що перехідний процес асинхронного пуску потребує числового інтегрування ДР на часовому інтервалі, достатньому для виходу двигуна на усталений асинхронний режим. Однак для проектування СД і, зокрема відповідних пускових систем для електроприводів [4], та дослідження їх пускових властивостей необхідно мати ефективний алгоритм розрахунку статичних характеристик, який би давав змогу досліджувати вплив параметрів пускової обмотки і обмотки збудження на перебіг процесів в СД в пусковому режимі.

Як відомо [2], в усталеному асинхронному режимі явнополюсного СД кут θ вибігу ротора, неперервно зростає за законом

$$\theta = -\omega_0 \int s dt + \theta_0,$$

де θ_0 – початкове його значення, а $s = 1, 0 - \omega/\omega_0, \omega_0, \omega$ – кутова частота напруги живлення та кутова швидкість обертання ротора двигуна, виражена в електричних радіанах.

Оскільки при необмеженому зростанні кута θ функції $\sin \theta$ та $\cos \theta$, якими визначається значення прикладеної напруги, змінюються за періодичним законом, то потокозчеплення, струми контурів і, як наслідок, електромагнітний момент, є періодичними функціями. Ковзання s ротора в межах періоду коливається відносно середнього значення

$$s_0 = \frac{1}{T} \int_0^{T_a} s dt,$$

однак для розв'язування більшості задач його можна прийняти незмінним і рівним середньому значенню.

Методика розв'язування задачі. Дослідження впливу активного опору в колі обмотки збудження на електромагнітний момент можна здійснити на основі розрахунку статичної характеристики, яку отримують [2] шляхом розрахунку послідовності усталених асинхронних режимів, розрахованих для різних значень ковзання. Правомірність такого підходу пояснюється тим, що механічна стала часу набагато перевищує електромагнітну. Оскільки в усталеному асинхронному режимі з ковзанням s процеси в СД змінюються з періодом

$$T_a = 2\pi / (s\omega_0),$$

то задача його розрахунку полягає у визначенні періодичних залежностей координат. Їх розрахунок шляхом розв'язування еволюційної задачі потребує інтегрування системи ДР на значному часовому інтервалі, а тому непридатний для розрахунку статичних характеристик. Розрахувати зазначені залежності з мінімальним обсягом обчислень можна шляхом розв'язування крайової задачі для системи ДР (1) з періодичними крайовими умовами [9].

З метою скорочення викладення алгоритму розрахунку періодичних залежностей координат режиму на періоді T_a запишемо систему ДР (1), одним векторним рівнянням

$$\frac{d\vec{\psi}}{dt} = \vec{z}(\vec{\psi}, \vec{i}, \vec{u}, t), \quad (2)$$

де

$$\vec{z} = \begin{pmatrix} U_m \sin \theta + \omega_0(1-s)\psi_q - r_i i_d \\ U_m \cos \theta - \omega_0(1-s)\psi_d - r_i i_q \\ -r_1 i_1^i + r_1 i_2^i - r_{1n} i_n \\ \vdots \\ -r_n i_1^i + r_{n,n-1} i_{n-1}^i - r_{nn} i_n \\ -(r_f + r_a) i_f \end{pmatrix}.$$

До рівняння (2) входить часова координата t , а отже розраховувати з його використанням статичні характеристики є проблемою. Проте за умови постійного ковзання воно описує стаціонарний асинхронний режим СД, який характеризується періодичною негармонічною зміною координат. Внаслідок нелінійних електромагнітних зв'язків між контурами двигуна систему ДР (2), яка описує електромагнітні процеси, неможливо звести до алгебричних шляхом переходу до комплексної змінної, а розрахунок усталеного режиму полягає у визначенні функціональних залежностей миттєвих значень координат впродовж періоду T_a .

Визначення цих залежностей – це крайова задача для системи ДР (2). В математиці, як правило, крайові задачі розглядають для ДР другого порядку, однак внаслідок того, що крайові умови задані періодичними залежностями, їх постановка можлива для ДР першого порядку. Для розв'язування крайової задачі систему ДР (2) необхідно алгебривувати на періоді, тобто здійснити перехід від диференціальних рівнянь до алгебричних.

В літературі відомі різні способи алгебривзації, серед яких різницеві методи різних порядків, колокації, в тому числі й тригонометричної, та інші. Однак найбільш ефективними виявились проєкційні методи [8], суть яких полягає в тому, що розв'язок оператор-

ного рівняння в заданому підпросторі визначається шляхом проєктування диференціального рівняння на деякий інший підпростір. Проєкційні методи є основою побудови різних обчислювальних схем розв'язування крайових задач [8]. Різниця між ними полягає у виборі базисних функцій для апроксимації відповідних кривих В статті пропонується метод аналізу асинхронних режимів роботи СД проєкційним методом, розробленим на основі застосування кубічних сплайнів [9]. Суть методу полягає в переході від системи ДР (2) неперервної змінної до дискретних алгебричних рівнянь. Для цього розділимо період T на m проміжків $h_j = t_j - t_{j-1}$ ($j = \overline{1, m}$) і на кожному з них компоненти вектора $\vec{\psi}$ апроксимуємо сплайнами третього порядку вигляду

$$\psi(t) = a_j + b_j(t_j - t) + c_j(t_j - t)^2 + d_j(t_j - t)^3, \quad (3)$$

де a_j, b_j, c_j, d_j – коефіцієнти сплайна, співвідношення між якими визначаються властивостями сплайн-функцій, які у вузлах сітки зістиковані між собою за значенням функцій і є двічі диференційовані на всьому періоді. Співвідношення між коефіцієнтами сплайна витікають з його властивостей і визначаються для кожної координати вектора $\vec{\psi}$ виключно сіткою вузлів на періоді

$$\frac{3}{h_j} a_{j-1} - \left(\frac{3}{h_j} + \frac{3}{h_{j+1}} \right) a_j + \frac{3}{h_{j+1}} a_{j+1} = h_j c_{j-1} + 2(h_j + h_{j+1}) c_j + h_{j+1} c_{j+1}. \quad (4)$$

$$b_j = \frac{a_{j-1} - a_j}{h_j} - \frac{h_j}{3} (c_{j-1} - 2c_j). \quad (5)$$

В матричній формі рівняння (4) з урахуванням умов періодичності сплайна $a_{n+j} = a_j, c_{n+j} = c_j$, має вигляд

$$W_{21} \vec{A} + W_{22} \vec{C} = 0, \quad (6)$$

де $\vec{A} = (a_1, \dots, a_N)^*$; $\vec{C} = (c_1, \dots, c_N)^*$, а верхній індекс (*) означає транспонування вектора.

Рівняння (2) для j -го вузла сітки має вигляд

$$\left. \frac{d\vec{\psi}}{dt} \right|_j = \vec{z}_j(\vec{\psi}_j, \vec{i}_j, \vec{u}_j), \quad (7)$$

в якому $\vec{u}_j = (U_m \sin \theta_j, U_m \cos \theta_j, 0, \dots, 0)^*$.

Оскільки, як випливає з (3), в j -ій вузловій точці

$$a_j = y_j; \quad b_j = -dy/dt|_j = -\vec{z}_j,$$

рівняння (5) набуває вигляду

$$\frac{a_{j-1} - a_j}{h_j} - \frac{h_j}{3} (c_{j-1} - 2c_j) = -z_j$$

або в матричній формі

$$W_{11} \vec{A} + W_{12} \vec{C} = -\vec{Z}, \quad (8)$$

де $\vec{Z} = (z_1, \dots, z_m)^*$. Отже задача визначення сплайна (3) зводиться до визначення коефіцієнтів a_j та c_j .

Визначивши вектор \vec{C} з рівняння (6), для визначення вузлових значень координат (вектора \vec{A}) отримаємо рівняння

$$(W_{11} + W_{12}W_{22}^{-1}W_{21})\vec{A} = -\vec{Z}, \quad (9)$$

де W_{11} , W_{12} , W_{21} , W_{22} – блоки-матриці, розміру $m \times m$, елементи яких визначаються виключно коефіцієнтами рівнянь (4), (5).

Отримана система (9) алгебричних рівнянь km -го порядку, де $k = 2+m+1$ – кількість рівнянь системи ДР (2), є дискретним відображенням, яке її апроксимує на сітці вузлів періоду T_a повторюваності процесу. До неї входять значення координат, які відповідають фіксованим значенням часової координати t_j у вузлах періоду, залежності між якими в кожний момент часу нелінійні. Оскільки $\vec{A} = \vec{\psi}$, а $\vec{Z} = \vec{Z}(\vec{\psi}, \vec{u})$, причому $\vec{\psi} = \vec{\psi}(\vec{i})$, її можна подати у вигляді нелінійного рівняння вигляду

$$\vec{Q}(\vec{\Psi}, \vec{I}, \vec{U}) = 0. \quad (10)$$

Його розв'язком є значення вектора

$$\vec{I} = (\vec{i}_1, \dots, \vec{i}_j, \dots, \vec{i}_m)^*, \quad \vec{i}_j = (i_{dj}, i_{qj}, i_{lj}, \dots, i_{nj}, i_{fj})^*,$$

які визначаються вектором \vec{u} прикладених напруг та електромагнітними параметрами СД.

Для розв'язування нелінійної алгебричної системи (10) застосовується метод продовження по параметру [8, 9] в поєднанні з ітераційним методом Ньютона, згідно з яким на кожному l -му крокові ітерації вектор \vec{I} уточнюється за формулами

$$\vec{I}^{(l+1)} = \vec{I}^{(l)} - \Delta \vec{I}^{(l)}; \quad W \Delta \vec{I}^{(l)} = \vec{Q}^{(l)},$$

де $\vec{Q}^{(l)}$ – вектор нев'язок системи (10) при $\vec{I} = \vec{I}^{(l)}$.

Вимушуючою силою в рівнянні (10) є вектор $\vec{U} = (\vec{u}_1, \dots, \vec{u}_m)^*$, нарощуючи який від нуля до номінального значення, отримуємо значення векторів $\vec{\Psi}$ та \vec{I} , які відповідають заданому значенню ковзання $s = s_0$. Отримані значення координат є початковими умовами для розрахунку статичних характеристик.

Елементами блоків матриці Якобі є диференціальні індуктивні опори контурів двигуна, які визначаються шляхом розрахунку заступної схеми магнітного кола СД згідно з прийнятою моделлю [10]. Результатом розрахунку магнітного кола є визначення кривої магнітної індукції в повітряному проміжку двигуна методами теорії кіл, що дає змогу визначити потокозчеплення контурів, які входять до вектора нев'язок і залежать від сукупності струмів усіх контурів двигуна.

Для дослідження впливу величини додаткового активного опору в обмотці збудження на пускові характеристики необхідно, задаючись значенням ковзання, за викладеним вище алгоритмом визначити значення координат режиму при значенні пускового опору в обмотці збудження $r_a = 0$, а потім нарощувати його величину в необхідних межах, уточнюючи розв'язок методом Ньютона. Сукупність координат, визначених на кожному крокові інтегрування, дають змогу визначити багатовимірну характеристику як їх залежність від пускового опору в обмотці збудження.

Аналогічно виконується розрахунок статичних пускових характеристик як залежностей координат від ковзання. При цьому додатковий опір в обмотці збудження приймається незмінним, а змінюється в заданих межах ковзання.

Для дослідження перехідного процесу пуску СД необхідно разом із системою ДР (1) інтегрувати числовим методом рівняння механічної рівноваги ротора

$$\frac{d\theta}{dt} = \frac{\omega}{\omega_0} - 1;$$

$$\frac{d\omega}{dt} = \frac{p_0}{J} \left(\frac{3}{2} p_0 (\psi_d i_q - \psi_q i_d) - M_c \right), \quad (11)$$

де p_0 – кількість пар полюсів; J – момент інерції системи електроприводу; M_c – момент навантаження на валі двигуна.

На кожному крокові інтегрування для визначення електромагнітних параметрів, якими є елементи матриці $\partial \vec{\psi} / \partial \vec{i}$ диференціальних індуктивностей контурів двигуна, необхідно розв'язувати систему рівнянь, яка описує розгалужене магнітне коло СД.

Зауважимо, що під час розрахунку періодичної зміни координат методом розв'язування крайової задачі магнітний стан розраховується лише для вузлових точок періоду, що є набагато меншим від їх розрахунку методом усталення.

Результати досліджень. Нижче наведені приклади результатів розрахунку за розробленою методикою усталених режимів і статичних характеристик явноплюсних синхронних двигунів СДС3-17-41-16 ($P = 1600$ кВт, $U = 6000$ В, $2p = 16$; $n = 8$) і СДНЗ-2-19-49-24 ($P = 1600$ кВт, $U = 6000$ В, $2p = 24$; $n = 5$), які відрізняються кількостями пар полюсів та стержнів на полюсі.

Приклад періодичних залежностей струму збудження і електромагнітного моменту двигуна СДС3 при ковзанні $s = 1,0$ наведено на рис. 1.

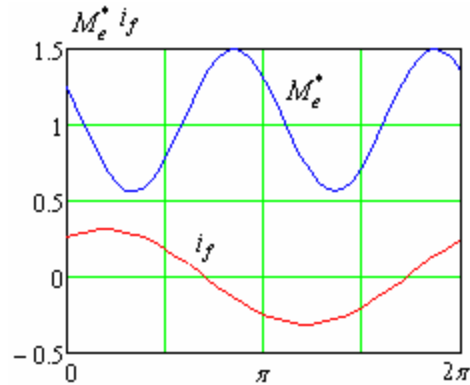


Рис. 1. Періодичні залежності струму в обмотці збудження двигуна СДС3 і електромагнітного моменту при закороченій обмотці збудження

Як видно з рис. 2, залежності пускового ($s = 1$) електромагнітного моменту від додаткового опору в обмотці збудження для СД однакової потужності, але з різною кількістю пар полюсів і стержнів на кожному з них суттєво відрізняються. Розрахунок залежності рушійного електромагнітного моменту від пускового опору дає змогу визначити таке його значення, за якого момент буде максимальним.

Аналіз результатів розрахунку (рис. 2) свідчить, що 5-10-кратне значення пускового опору, яке зазвичай використовують, неоптимальне з погляду забезпечення максимального значення пускового моменту. Однак значне завищення пускового опору може дати зворотний ефект.

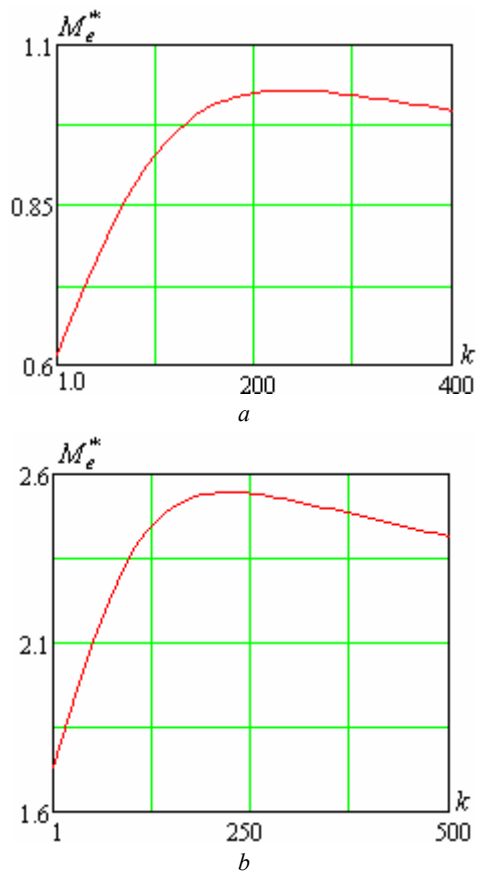


Рис. 2. Залежності пускового ($s = 1$) електромагнітного моменту від кратності додаткового опору в обмотці збудження для двигунів СДСЗ (а) і СДНЗ (б)

Розроблена математична модель та методика розрахунку дає змогу дослідити вплив на асинхронні характеристики пускової обмотки і обмотки збудження окремо, що важливо як для проектування пускової обмотки, так і розроблення оптимальних систем автоматизованого керування пуском СД. Для цього в програмі розрахунку опір обмотки, яку необхідно виключити з розгляду, множиться на велике (10^3 – 10^6) число. Приклад результатів таких досліджень наведено на рис. 3, з яких видно наскільки відрізняються створювані обмоткою збудження асинхронні моменти для різних двигунів. Зокрема, в перший момент асинхронного пуску створюваною обмоткою збудження асинхронний момент мало впливає на електромагнітний момент в цілому. Максимальне його значення проявляється при малих ковзаннях, однак воно, як видно з рис. 3, суттєво відрізняється для різних двигунів.

За відсутності пускової обмотки в околі значення ковзання $s = 0,5$ в кривій асинхронного моменту проявляється одноосний ефект (крива рис. 4,б). Однак зумовлений явноплюсністю ротора СД провал в кривій електромагнітного моменту практично нівелюється пусковою обмоткою, хоча за достатньо великого значення пускового опору в обмотці збудження він проявляється (рис. 5). Відповідним вибором значення пускового опору можна досягнути не тільки збільшення пускового моменту, але й максимального (рис. 5). Крім того, при цьому дещо зменшується пусковий струм в обмотці статора.

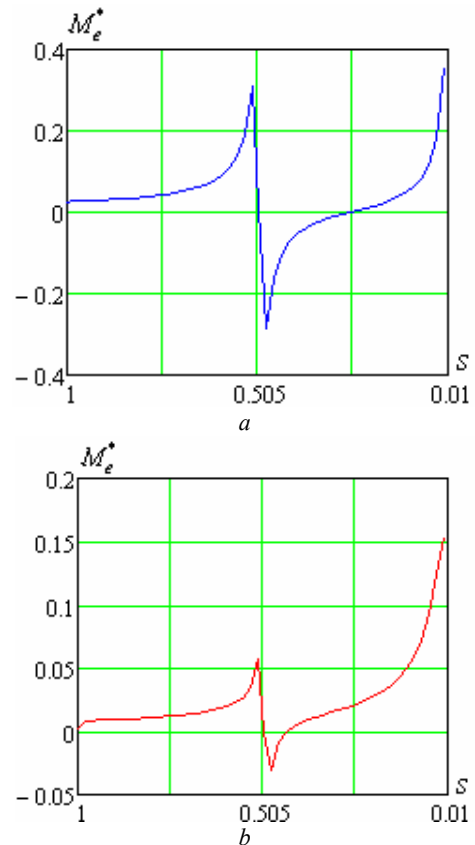


Рис. 3. Пускові характеристики електромагнітного моменту, який створює обмотка збудження за відсутності пускової обмотки для двигунів СДСЗ (а) і СДНЗ (б)

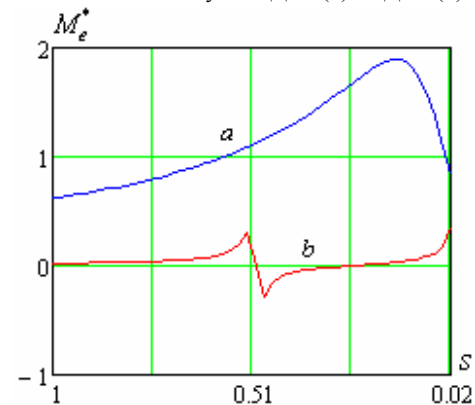


Рис. 4. Механічні характеристика двигуна СДСЗ: а – із замкненою обмоткою збудження і пусковою обмоткою; б – за відсутності пускової обмотки

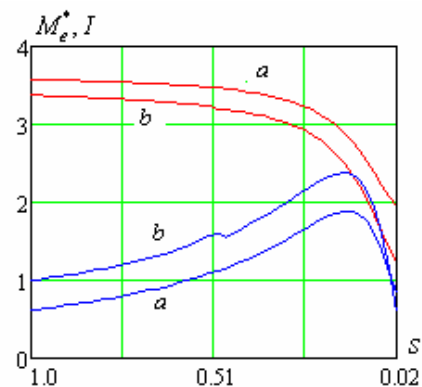


Рис. 5. Залежності від ковзання електромагнітного моменту і струму двигуна СДСЗ при замкненій ($r_a = 0$) обмотці збудження – (а) і замкненій на додатковий опір $r_a = 250 r_f$ – (б)

Висновки.

1. Розроблено математичну модель та методику розрахунку асинхронних режимів і статичних характеристик явнополюсних синхронних двигунів, що дає змогу досліджувати вплив значення пускового активного опору в обмотці збудження на величину електромагнітного моменту.

2. Показано, що за допомогою вмикання резисторів в обмотку збудження можна не тільки підвищити рушійний електромагнітний момент двигуна, але й впливати на його пускові характеристики в цілому.

3. Розроблені математична модель та методика розрахунку можуть бути використані в процесі проектування явнополюсних синхронних двигунів для оптимізації їх пускового опору і пускової обмотки з метою формування необхідних для конкретного електроприводу пускових характеристик.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Абрамович Б.Н. О кратности пускового сопротивления синхронных двигателей // *Электротехническая промышленность. Электрические машины*. – 1974. – №4(38). – С. 14-15.
2. Вольдек А.И., Попов В.В. *Электрические машины. Машины переменного тока: учебник для вузов*. – СПб.: Питер, 2010. – 350 с.
3. Басков С.Н., Радионов А.А., Усатый Д.Ю. Пуск асинхронного двигателя в электроприводах с повышенным пусковым моментом // *Известия вузов. Электромеханика*. – 2004. – №2. – С. 47-49.
4. Черный А.П., Гладырь А.И., Осадчук Ю.Г., Курбанов И.Р., Вошун А.Н. Пусковые системы нерегулируемых электроприводов : Монография. – Кременчуг: «ЧП Щербатых А.В.», 2006. – 280 с.
5. Пивняк Г.Г., Кириченко В.И., Бородай В.А. О новом направлении усовершенствования крупных синхронных электродвигателей // *Технічна електродинаміка. Тематичний випуск «Проблеми сучасної електротехніки»*. – 2002. – ч.2. – С. 62-65.
6. Кириченко В.И., Бородай В.А., Яланский А.А. Улучшение пусковых свойств крупных синхронных машин // *Вісник Східноукраїнського національного університету ім. В. Даля*. – 2003. – №6(64). – С. 38-40
7. Мальяр В.С., Мальяр А.В., Добушовська І.А. Моделирование асинхронных режимов синхронного двигателя с конденсаторами в колі обмотки збудження // *Електротехніка і електромеханіка*. – 2012. – №5. – С. 31-33. doi: 10/20998/2074-272X.2012.5.06.
8. Ортега Дж., Пул У. Введение в численные методы решения дифференциальных уравнений: перевод с англ. – М.: Наука, 1986. – 288 с.
9. Мальяр В.С., Мальяр А.В. Математическое моделирование периодических режимов работы электротехнических устройств // *Электронное моделирование*. – 2005. – т.27. – №3. – С. 39-53.
10. Фильц Р.В., Лябук Н.Н. Математическое моделирование явнополюсных синхронных машин. – Львов: Світ, 1991. – 176 с.

REFERENCES

1. Abramovich B.N. About starting resistance ratio of synchronous motors. *Electrical engineering industry. Electric machines*, 1974, no.4(38), pp. 14-15. (Rus).
2. Voldek A.I., Popov V.V. *Elektricheskiye mashiny. Mashiny peremennogo toka* [Electric machines. AC machines]. Saint Petersburg, Piter Publ., 2010. 350 p. (Rus).
3. Baskov S.N., Radionov A.A., Usaty D.Yu. Start of asynchronous motors in electric drives with increased starting torque. *Russian Electromechanics*, 2004, no.2, pp. 47-49. (Rus.)

4. Chorny A.P., Gladyr A.I., Osadchuk Yu.G., Kurbanov I.R., Voshun A.N. *Puskovyye sistemy nereguliruemyykh elektroprivodov* [Start-up systems of unregulated electric drives]. Kremenchug, Scherbatykh A.V. Publ., 2006. 280 p. (Rus).
5. Pivnyak G.G., Kirichenko V.I., Boroday V.A. About new direction in improvement large synchronous electric motors. *Technical electrodynamic. Thematic issue «Problems of modern electrical engineering»*, 2002, chapter 2, pp. 62-65. (Rus).
6. Kirichenko V.I., Boroday V.A., Yalanskiy A.A. Improved properties of starting modes of large synchronous machines. *Visnik Of The Volodymyr Dahl East Ukrainian National University*, 2003, no.6(64), pp. 38-40. (Rus).
7. Malyar V.S., Malyar A.V., Dobushovska I.A. Simulation of asynchronous modes of synchronous motors with capacitors in the excitation circuit. *Electrical engineering & electromechanics*, 2012, no.5, pp. 31-33. (Ukr). doi: 10/20998/2074-272X.2012.5.06.
8. Ortega J., Poole W. *An introduction to numerical methods for differential equations*. Boston, Jr. Pitman Publ. Inc., 1981. 344 p.
9. Malyar V.S., Malyar A.V. Mathematical simulation of periodic modes of electrotechnical appliances. *Electronic modeling*, 2005, vol.27, no.3, pp. 39-53. (Rus).
10. Filts R.V., Lyabuk N.N. *Matematicheskoye modelirovaniye yavnopolysnykh sinkhronnykh mashin* [Mathematical simulation of salient-pole synchronous motor]. Lviv, Svit Publ., 1991. 176 p. (Rus).

Надійшла (received) 06.01.2018

Мальяр Василь Сафронович¹, д.т.н., проф.,
Мальяр Андрій Васильович¹, д.т.н., проф.,
¹ Національний університет «Львівська політехніка»,
79013, Львів, вул. С. Бандери, 12,
тел/phone +380 32 2582119,
e-mail: mvs@polynet.lviv.ua; svmalyar@polynet.lviv.ua

V.S. Malyar¹, A.V. Malyar¹
¹ Lviv Polytechnic National University,
12, S. Bandera Str., Lviv, 79013, Ukraine.

Studying the effect of an additional active resistance in the field winding circuit on starting characteristics of salient-pole synchronous motors.

On the basis of the developed method for calculating steady-state asynchronous operation modes of salient-pole synchronous motors, a procedure of mathematical modelling of the starting characteristics is proposed. The problem of calculating the steady-state asynchronous mode is solved as a boundary value one for differential equations of motor circuit electrical equilibrium. Algebraization of the system of differential equations is carried out by approximating the equations of state using cubic spline functions on a grid of period nodes, taking into account the periodic law of variation of the coordinates. This results in the changeover from continual values to nodal ones. The starting static characteristics are calculated using the parameter continuation method. The study of the effect of the starting resistance value on the asynchronous characteristics of the motor relied on a mathematical model of the motor taking into consideration real field circuits, saturation and asymmetry of the magnetic path. References 10, figures 5.

Key words: salient-pole synchronous motor, asynchronous operation mode, starting resistance, static characteristics, boundary value problem, spline approximation.

А.М. Андрущенко, В.Р. Нікульшин, А.Є. Денисова

ПЕРЕВАГИ СИСТЕМ ЕЛЕКТРИЧНОГО ОПАЛЕННЯ З НІЧНИМ АКУМУЛЮВАННЯМ ТЕПЛОТИ В УМОВАХ УКРАЇНИ

Мета. Мета дослідження - розробка системи електричного опалення з нічним акумулюванням теплоти та об'єднання її енергозберігаючого характеру в порівнянні з іншими можливими варіантами опалення. *Методика.* Методика заснована на сучасних стандартах України і включає наступні основні допущення: коефіцієнт корисної дії електричного котла приймається рівним 100 %; залежність опалювального навантаження будівлі від зовнішньої температури вважається лінійною; для всіх розрахункових варіантів опалення, що використовують різні енергетичні ресурси, режим роботи системи опалення відстежує погодні умови відповідно до температури зовнішнього повітря. *Методика* передбачає визначення основних технічних характеристик системи з урахуванням можливості включення електричного бойлера в денний час на половину розрахункового навантаження. *Результати.* На основі запропонованого методу була розроблена розрахункова програма для визначення щомісячного теплоспоживання будівлі і розрахунку вартості опалення при використанні різних енергетичних ресурсів. Ця програма також дозволяє зіставляти вартості централізованого теплопостачання як по теплоті, що спожита, так і при оплаті за величиною опалювальної площі. *Наукова новизна.* Вперше наведені метод і програма розрахунку систем електроопалення з нічним акумулюванням теплоти, що враховують діючі стандарти України та дозволяють визначати основні технічні характеристики системи, а також розраховувати вартості опалення при використанні різних видів енергетичних ресурсів. *Практичне значення.* Використання запропонованої методики дозволяє проектувати енергозберігаючі системи електричного опалення з нічним акумулюванням теплоти. Наведено чисельний приклад для реальних погодних умов м. Києва. Доведено, що термін окупності переходу на електроопалення для варіанту заміни централізованого теплопостачання з оплатою за спожиту теплоту складає менше, ніж 3 роки, для варіанту заміни централізованого теплопостачання з оплатою за опалювальну площу складає менше, ніж 1 рік. Бібл. 10, табл. 4, рис. 2.

Ключові слова: енергозбереження, електроопалення, нічна акумуляція теплоти, витрати на різні види енергетичних ресурсів.

Цель. Цель исследования - разработка системы электрического отопления с ночным аккумулярованием теплоты и обоснование ее энергосберегающего характера по сравнению с другими возможными вариантами отопления. *Методика.* Методика основана на современных стандартах Украины и включает следующие основные допущения: коэффициент полезного действия электрического котла принимается равным 100 %; зависимость отопительной нагрузки здания от внешней температуры считается линейной; для всех расчетных вариантов отопления, использующих различные энергетические ресурсы, режим работы системы отопления отслеживает погодные условия в соответствии с температурой наружного воздуха. *Методика* предусматривает определение основных технических характеристик системы с учетом возможности включения электрического бойлера в дневное время на половину расчетной нагрузки. *Результаты.* На основе предложенного метода была разработана расчетная программа для определения ежемесячного теплопотребления здания и расчета стоимости отопления при использовании различных энергетических ресурсов. Эта программа также позволяет сопоставлять стоимости централизованного теплоснабжения как по потребленной теплоте, так и при оплате по величине отапливаемой площади. *Научная новизна.* Впервые приведены метод и программа расчета систем электроотопления с ночным аккумулярованием теплоты, учитывающие действующие стандарты Украины и позволяющие определять основные технические характеристики системы, а также рассчитывать стоимости отопления при использовании различных видов энергетических ресурсов. *Практическое значение.* Использование предлагаемой методики позволяет проектировать энергосберегающие системы электрического отопления с ночным аккумулярованием теплоты. Приведен численный пример для реальных погодных условий г. Киева. Показано, что срок окупаемости перехода на электроотопление для варианта замены централизованного теплоснабжения с оплатой за потребленную теплоту составляет менее 3 лет, для варианта замены централизованного теплоснабжения с оплатой за отапливаемую площадь составляет менее 1 года. Библ. 10, табл. 4, рис. 2.

Ключевые слова: энергосбережение, электроотопление, ночная аккумуляция теплоты, расходы на разные виды энергетических ресурсов.

Вступ. Різке і нерівномірне подорожчання вартості різних видів енергоресурсів, які використовуються для опалення, спонукає до пошуку альтернативних економічних рішень.

Знизити витрати на опалення можна за рахунок зниження втрат теплоти огорожувальними конструкціями будівель в результаті їх термомодернізації [1], а також за рахунок переходу на використання альтернативних енергетичних ресурсів.

Серед альтернативних варіантів, в першу чергу для великих міст, в останні роки розглядаються електричне опалення з нічним акумулюванням теплоти [2]

і електричний підігрів теплоносія в нічний час в системах централізованого теплопостачання.

В обох випадках буде досягатися ефект вирівнювання добового графіка електричного навантаження об'єднаної енергосистеми України, що сприятливо позначиться на її роботі за рахунок більш повного завантаження українських АЕС, що виробляють електроенергію за найнижчою вартістю в порівнянні з іншими видами генерації. Ще одним позитивним аспектом застосування електроопалення за умови його достатнього поширення, є економія природного газу.

© А.М. Андрущенко, В.Р. Нікульшин, А.Є. Денисова

Було розглянуто найбільш простий варіант електроопалення – використання ТЕНів, а не теплових насосів.

Теплові насоси, як відомо, дозволили б приблизно в три рази зменшити витрати електроенергії на опалення, але при цьому мали б вимагати багатотисячних доларових вкладень з терміном окупності від 3 років і більше, що в нинішній економічній ситуації для України мало прийнятне.

Проблема пошуку ефективних рішень для різних систем опалення є актуальною протягом останніх десятиліть і залишатиметься такою в найближчому доступному для огляду майбутньому.

Число публікацій з цієї тематики обчислюється десятками тисяч. Тому коротко зупинимося тільки на деяких з них.

Значна частина публікацій присвячена системам централізованого опалення (як від ТЕЦ, так і від котелень).

Особливий інтерес для даної роботи представляють публікації, в тому числі і вітчизняні, в яких розглянуті питання електроопалення з акумуляцією теплоти.

В [3] проведено пошуки раціональних комбінацій систем електроопалення з поновлюваними джерелами енергії, економічно обґрунтовані тарифи для опалення наведені в [4], в [5] – оцінені можливості раціонального компонування теплоаккумуляторів з системами електроопалення, в [6] – показані можливості врахування потреби гарячого водопостачання в системах електроопалення, в [7] – оцінений вплив ринкових факторів на ефективність систем електроопалення, в [8] – показані можливості ефективного використання теплоаккумуляторів як для електроопалення, так і гарячого водопостачання.

На відміну від них в даній роботі акцент зроблений не на теоретичний опис розрахунку самих систем опалення, а на практичні результати таких розрахунків.

Звідси виникає наступна проблема – визначення необхідного опалювального навантаження будівлі (незалежно від конкретного виду використаної внутрішньобудинкової системи опалення), порівняння на цій основі різних можливих варіантів підведення теплоти до будівлі і вибору найбільш економічного з них.

Мета дослідження – обґрунтування енергозберігаючого характеру системи електричного опалення з нічним акумулюванням теплоти в порівнянні з іншими можливими варіантами опалення.

Для досягнення поставленої мети повинні бути вирішені наступні завдання:

- розробити метод і програму розрахунку для визначення основних технічних характеристик (корисний об'єм бака-акумулятора гарячої води і потужність електронагрівача) електричної системи опалення з акумулятором теплоти та обліком електроенергії по тризонному тарифу;
- порівняти вартості централізованого теплопостачання з газовим опаленням, з цілодобовим електричним опаленням при обліку електроенергії по однострунному тарифу, а також з пелетним опаленням;
- привести чисельний приклад розрахунку і порівняльний аналіз витрат на опалення офісної будівлі,

розташованої в м. Києві (за реальними погодними умовами в цьому місті) і показати переваги системи опалення з нічним теплоакмулюванням.

Короткий опис системи електроопалення з акумулятором теплоти. Зарядка теплового акумулятора [9] (рис. 1) проводиться при включенні електричного котла і циркуляційного насоса зарядного контуру, переважно в нічний час.

Подача теплоносія до опалювальних приладів будівлі забезпечується циркуляційним насосом витратного контуру безперервно протягом всього опалювального сезону.

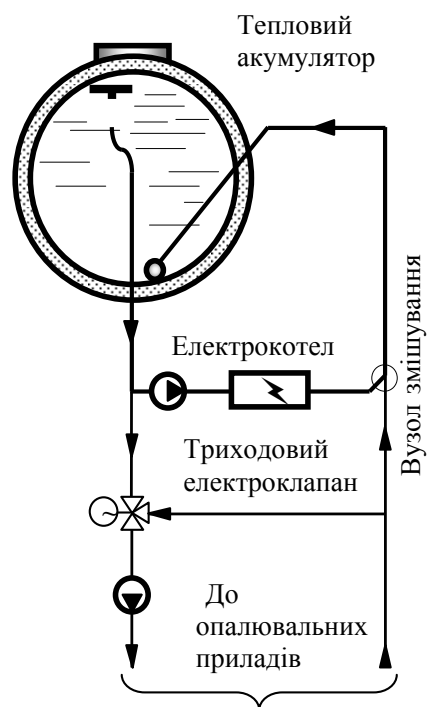


Рис. 1. Принципова схема системи електричного опалення з водяним тепловим акумулятором

Схемою передбачено погодне регулювання температури теплоносія, що подається до опалювальних приладів за рахунок підмішування частини поверненого теплоносія за допомогою триходового електричного клапана.

Тим самим забезпечується енергозберігаючий режим роботи і необхідне опалювальне навантаження системи в залежності від температури зовнішнього повітря.

Метод розрахунку. У розрахунку прийняті наступні допущення:

- тепловий акумулятор і електричний котел розташовані безпосередньо в опалювальному приміщенні, тому не враховуються втрати теплоти через теплову ізоляцію акумулятора і через поверхню електричного котла;
- ефективність електричного котла прийнята рівною 100 %;
- залежність опалювального навантаження будівлі від температури зовнішнього повітря має лінійний характер: зовнішній температурі +18 °C відповідає нульове опалювальне навантаження, мінімальній розрахунковій температурі зовнішнього повітря відповідно до статистичних кліматичними даними [10] відповідає 100 % -ве опалювальне навантаження будівлі;

опалення працює тільки при температурах зовнішнього повітря нижче +8 °С;

- передбачається, що при всіх варіантах використання різних енергоресурсів система працює в режимі адекватного погодного регулювання;

- корисна різниця температур теплоносія в повністю зарядженому тепловому акумуляторі і повністю розрядженому прийнята рівною 35 К;

- розрахунок поточного значення температури теплоносія в об'ємі теплового акумулятора при роботі системи виконується за моделлю ідеального перемішування, без урахування температурної стратифікації;

- тарифи і ціни різних енергоресурсів прийняті відповідно до [10] за станом на грудень 2017 р.

Методикою розрахунку враховується можливість включення електродкотла в денний час, в напівпіковий період навантаження енергосистеми, при температурах зовнішнього повітря нижче заданої температури виключно нічного електроспоживання t^{night} , при цьому також передбачається включення електродкотла на неповну потужність.

При лінійній залежності між температурою зовнішнього повітря і опалювальним навантаженням будівлі, частка повного опалювального навантаження будівлі в залежності від температури зовнішнього повітря, складе:

$$q/q^{\text{calc}} = \varphi^q = (t_{\text{in}}^{\text{calc}} - t)/(t_{\text{in}}^{\text{calc}} - t^{\text{calc}}), \quad (1)$$

де q – питоме опалювальне навантаження будівлі, Вт/м², при поточному значенні температури зовнішнього повітря t , °С; q^{calc} – питоме максимальне розрахункове опалювальне навантаження будівлі, Вт/м², при нормативній мінімальній розрахунковій температурі зовнішнього повітря t^{calc} , °С; t – поточна температура зовнішнього повітря, °С; $t_{\text{in}}^{\text{calc}} = +18$ °С – розрахункова температура повітря, при якій опалювальне навантаження дорівнює нулю; t^{calc} – нормативна мінімальна розрахункова температура зовнішнього повітря, для Києва $t^{\text{calc}} = -22$ °С.

Питомі нормативні втрати теплоти будівлею за опалювальний сезон є сума щомісячних втрат теплоти протягом опалювального сезону:

$$Q_{\text{year}}^{\text{norm}} = q_{\text{oct}} + q_{\text{nov}} + q_{\text{dec}} + q_{\text{jan}} + q_{\text{feb}} + q_{\text{mar}} + q_{\text{apr}}, \quad \text{кВт}\cdot\text{год}/\text{м}^2, \quad (2)$$

де $q_{\text{oct}} \dots q_{\text{apr}}$ – щомісячні питомі втрати теплоти, кВт·год/м², які з урахуванням (1) можна виразити у вигляді:

$$q_{\text{oct}} = \varphi^q_{\text{oct}} \cdot q^{\text{calc}} \cdot \tau_{\text{oct}} = (18 - t_{\text{oct}}) \cdot q^{\text{calc}} \cdot \tau_{\text{oct}} / (18 - t^{\text{calc}}),$$

$$q_{\text{apr}} = \varphi^q_{\text{apr}} \cdot q^{\text{calc}} \cdot \tau_{\text{apr}} = (18 - t_{\text{apr}}) \cdot q^{\text{calc}} \cdot \tau_{\text{apr}} / (18 - t^{\text{calc}}),$$

де $\varphi^q_{\text{oct}} \dots \varphi^q_{\text{apr}}$ – частки повного опалювального навантаження при середньомісячних температурах зовнішнього повітря відповідного місяця опалювального періоду; $\tau_{\text{oct}} \dots \tau_{\text{apr}}$ – число годин у відповідному місяці опалювального періоду, год; q^{calc} – питомі втрати теплоти будівлею, кВт/м², при нормативній мінімальній розрахунковій температурі зовнішнього повітря t^{calc} , °С; $t_{\text{oct}} \dots t_{\text{apr}}$ – середньомісячні температури повітря у відповідному місяці, °С.

Тоді:

$$q_{\text{year}}^{\text{norm}} = q^{\text{calc}} \cdot [\tau_{\text{oct}} \cdot (18 - t_{\text{oct}}) + \tau_{\text{nov}} \cdot (18 - t_{\text{nov}}) + \tau_{\text{dec}} \cdot (18 - t_{\text{dec}}) + \tau_{\text{jan}} \cdot (18 - t_{\text{jan}}) + \tau_{\text{feb}} \cdot (18 - t_{\text{feb}}) + \tau_{\text{mar}} \cdot (18 - t_{\text{mar}}) + \tau_{\text{apr}} \cdot (18 - t_{\text{apr}})] / (18 - t^{\text{calc}}), \quad \text{кВт}\cdot\text{год}/\text{м}^2.$$

Отже, максимальні розрахункові питомі втрати теплоти будівлею, кВт/м², при нормативній мінімальній розрахунковій температурі зовнішнього повітря, дорівнюють:

$$q^{\text{calc}} = (18 - t^{\text{calc}}) \cdot q_{\text{year}}^{\text{norm}} / [\tau_{\text{oct}} \cdot (18 - t_{\text{oct}}) + \tau_{\text{nov}} \cdot (18 - t_{\text{nov}}) + \tau_{\text{dec}} \cdot (18 - t_{\text{dec}}) + \tau_{\text{jan}} \cdot (18 - t_{\text{jan}}) + \tau_{\text{feb}} \cdot (18 - t_{\text{feb}}) + \tau_{\text{mar}} \cdot (18 - t_{\text{mar}}) + \tau_{\text{apr}} \cdot (18 - t_{\text{apr}})], \quad \text{кВт}/\text{м}^2.$$

Максимальне розрахункове опалювальне навантаження будівлі при нормативній мінімальній розрахунковій температурі зовнішнього повітря t^{calc} відповідає значенню $\phi^q = 1$ та дорівнює:

$$\Phi^{\text{calc}} = A \cdot q^{\text{calc}}, \quad \text{кВт}, \quad (3)$$

де A – сумарна опалювальна площа будівлі, м².

Добове споживання теплоти будівлею при нормативній мінімальній розрахунковій температурі зовнішнього повітря t^{calc} :

$$Q^{\text{calc}} = 24 \cdot \Phi^{\text{calc}}, \quad \text{кВт}\cdot\text{год}/\text{доба}. \quad (4)$$

При мінімальній розрахунковій температурі виключно нічного електроспоживання t^{night} , °С, опалювальне навантаження Φ^{night} і добове споживання теплоти будівлею Q^{night} складуть:

$$\Phi^{\text{night}} = \Phi^{\text{calc}} \cdot \varphi^{\text{night}} = \Phi^{\text{calc}} \cdot (t_{\text{in}}^{\text{calc}} - t^{\text{night}}) / (t_{\text{in}}^{\text{calc}} - t^{\text{calc}}), \quad \text{кВт}, \quad (5)$$

$$Q^{\text{night}} = 24 \cdot \Phi^{\text{night}}, \quad \text{кВт}\cdot\text{год}/\text{доба}. \quad (6)$$

За час пільгового нічного електроспоживання (протягом 7 год) при температурі t^{night} необхідно провести повну зарядку водяного теплового акумулятора одночасно з подачею теплоти на опалення будівлі.

При цьому запас теплоти, накопиченої в тепловому акумуляторі, повинен забезпечити опалення будинку протягом денного періоду тривалістю 17 год.

Отже, загальна кількість теплоти в тепловому акумуляторі складе:

$$Q^{\text{acc}} = 17 \cdot \Phi^{\text{night}}, \quad \text{кВт}\cdot\text{год}. \quad (7)$$

Оскільки тепловий акумулятор повинен зарядитися протягом 7 годин одночасно з подачею теплоти на опалення будівлі, електрична потужність котла складе:

$$N = \Phi^{\text{night}} + Q^{\text{acc}}/7, \quad \text{кВт}. \quad (8)$$

Корисний об'єм теплового акумулятора:

$$V^{\text{acc}} = Q^{\text{acc}} / (c_p \cdot \rho \cdot \Delta T^{\text{acc}}), \quad \text{м}^3, \quad (9)$$

де $c_p = 4,19$ кДж/(кг·К) – питома ізобарна теплоємність води; $\rho = 1000$ кг/м³ – щільність води; $\Delta T^{\text{acc}} = 35$ К – корисна різниця температур води в тепловому акумуляторі.

Розрахункова тривалість роботи електричного котла протягом доби в денний час при нормативній мінімальній розрахунковій температурі зовнішнього повітря:

$$\tau^{\text{day}} = (Q^{\text{calc}} - Q^{\text{night}}) / N, \quad \text{год}. \quad (10)$$

За результатами розрахунків τ^{day} повинна виходити менше, ніж тривалість напівпікового періоду для виключення роботи електродкотла в піковий денний період з найбільш дорогим тарифом.

На базі виразів (1-10) підготовлена програма в MS Excel для варіантних порівняльних розрахунків систем електричного опалення з тепловим акумулятором.

Нижче наведено приклад розрахунку такої системи опалення офісної будівлі, розташованої в м. Києві.

Результати порівняльного розрахунку систем опалення та їх обговорення. Вихідні дані і результа-

Сезонні витрати на опалення при використанні різних енергоресурсів

Спожита теплота за сезон, Гкал	72,2
Спожита теплота за сезон, МВт·год	83,9
Нормативні максимальні сезонні тепловтрати будівлі за ДБН В2.6-31:2016, не більш, МВт·год	83
Вартість спожитої електроенергії за опалювальний сезон при наявності адекватного погодного регулювання, тис. грн.	41,2
Вартість спожитої електроенергії за опалювальний сезон при цілодобовому електроопаленні без теплового акумулятора, але при наявності адекватного погодного регулювання, тис. грн.	164,7
Вартість централізованого теплопостачання за опалювальний сезон при тарифі за відпущену теплоту при наявності адекватного погодного регулювання, тис. грн.	92,8
Вартість централізованого теплопостачання за опалювальний сезон при тарифі за опалювальну площу, тис. грн.	210
Загальний обсяг спожитого за опалювальний сезон газу, при наявності адекватного погодного регулювання, тис. м ³	8,6
Вартість спожитого за сезон на опалення природного газу, тис. грн.	83,5
Вартість пелетного опалення при наявності адекватного погодного регулювання, тис. грн.	50,6

ти розрахунку наведені в табл. 1. для офісної будівлі площею 1000 м² з максимальним питомим розрахунковим опалювальним навантаженням $q^{calc} = 40 \text{ Вт/м}^2$, що відповідає добре утепленій будівлі.

Розрахункова сумарна потужність ТЕНів електродкотла становить (при роботі переважно вночі) 102,9 кВт, при корисному об'ємі теплового акумулятора 12,52 м³, тоді як розрахункова потужність електродкотла, при цілодобовій роботі без теплового акумулятора, дорівнює 40 кВт.

Розрахунок виконаний для випадку, коли при температурі зовнішнього повітря нижче -12 °С буде відбуватися включення електродкотла на 50 %-ній потужності для підігріву теплоносія в денний час.

При мінімальній розрахунковій температурі тривалість денного включення електродкотла не перевищить 5 годин.

У табл. 2 представлені результати розрахунків помісячних витрат на опалення будівлі при використанні різних енергоресурсів і форм оплати.

У табл. 3 і на рис. 2 показані результати розрахунків сумарних сезонних витрат на опалення будівлі при використанні різних енергоресурсів.

Таблиця 1

Вихідні дані і технологічні результати розрахунку

Сумарна опалювальна площа будівлі, м ²	1000
Максимальне питоме опалювальне навантаження будівлі, Вт/м ²	40
Нормативні максимальні сезонні тепловтрати будівлі по ДБН В2.6-31:2016, кВт·год/м ²	83
Мінімальна зовнішня температура виключно нічного електроспоживання (при більш низьких температурах відбувається денне включення електродкотла), °С	-12
Частка електричної потужності при денному включенні електродкотла, %	50
Розрахункова сумарна потужність ТЕНів електродкотла, кВт	102,9
Розрахункова потужність ТЕНів електродкотла при цілодобовій роботі без теплового акумулятора, кВт	40
Корисна різниця температур води в теплому акумуляторі, К	35
Корисний розрахунковий об'єм теплового акумулятора, м ³	12,52
Базовий тариф електроенергії без ПДВ, коп./(кВт·год)	163,545
Вартість спожитої теплоти при централізованому теплопостачанні, грн./Гкал	1286,07
Вартість централізованого теплопостачання при оплаті за одиницю опалювальної площі, грн./(м ² ·міс.)	30
Вартість природного газу для промислової котельні, грн./тис. м ³	9692,4
Вартість природного газу в складі спожитої теплоти при централізованому теплопостачанні, з урахуванням ККД газового котла, грн./Гкал	1156,6
Вартість пелет, грн./т	2410
Теплотворна здатність пелет, МДж/кг	18
Вартість пелетної теплоти з урахуванням ККД пелетного котла, грн./Гкал	700,7
Вартість теплоти при цілодобовому електроопаленні без теплового акумулятора, грн./Гкал	2282,4

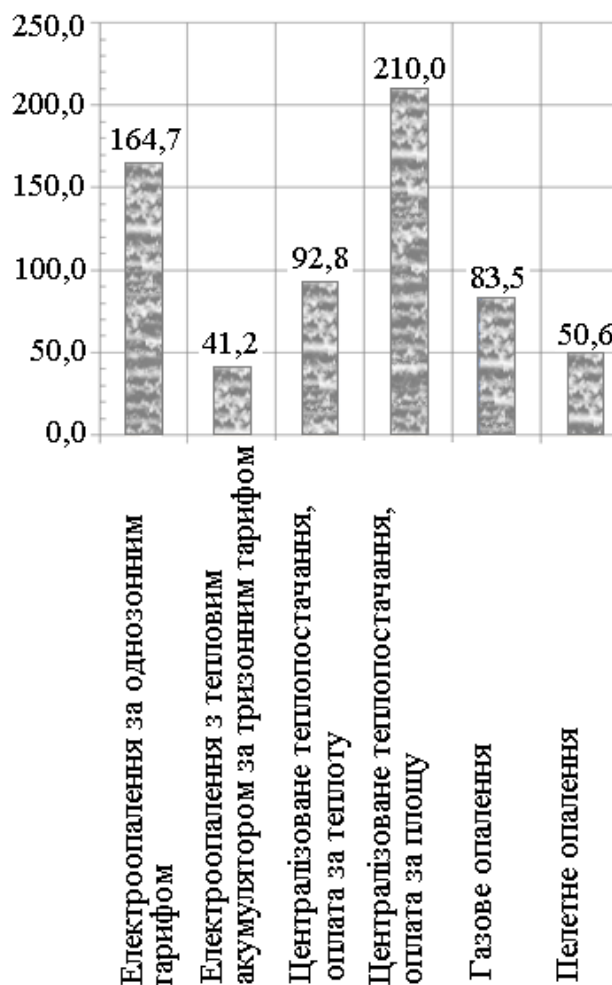


Рис. 2. Сезонні витрати на опалення при використанні різних енергоресурсів, тис. грн.

Таблиця 3

Помісячні витрати на опалення при використанні різних енергоресурсів

Місяць	жовтень	листопад	грудень	січень	лютий	березень	квітень
Середня температура, град. С	7,5	1,2	-3,5	-5,9	-5,2	-0,4	7,5
Спожита теплота, Гкал/місяць	3,84	10,40	13,75	15,29	13,41	11,77	3,71
Спожита теплота, кВт-год/місяць	4464	12096	15996	17782	15590	13690	4320
Вартість спожитої електроенергії, тис. грн./місяць	2,19	5,93	7,85	8,72	7,65	6,72	2,12
Вартість спожитої електроенергії при цілодобовому електроопаленні без теплового акумулятора, тис. грн./місяць	8,76	23,74	31,39	34,90	30,60	26,87	8,48
Вартість централізованого теплопостачання при оплаті за відпущену теплоту, тис. грн./місяць	4,94	13,38	17,69	19,66	17,24	15,14	4,78
Вартість централізованого теплопостачання при оплаті за опалювальну площу, тис. грн./місяць	30	30	30	30	30	30	30
Вартість еквівалентного газу, що витрачається на опалення, тис. грн./місяць	4,44	12,03	15,91	17,68	15,50	13,61	4,3
Вартість пелетного опалення, тис. грн./місяць	2,69	7,29	9,64	10,71	9,39	8,25	2,6

Таблиця 4

Характеристики системи електроопалення з акумулятором теплоти

Вихідні дані для розрахунку	
Розрахункова сумарна потужність ТЕНів	102,9 кВт
Корисна розрахункова місткість теплового акумулятора	12,52 м ³
Розрахункова різниця температур в зарядному циркуляційному контурі	5 К
Розрахункова різниця температур в витратному циркуляційному контурі	10 К
Швидкість руху води в зарядному циркуляційному контурі	1,5 м/с
Швидкість руху води в витратному циркуляційному контурі	1,5 м/с
Швидкість руху води в змішаному циркуляційному контурі	1 м/с
Результати розрахунку основних технологічних характеристик системи опалення:	
Розрахункова витрата води в зарядному циркуляційному контурі	4,913 кг/с 17,69 т/ч
Розрахункова витрата води в витратному циркуляційному контурі	0,955 кг/с 3,44 т/ч
Діаметр труб зарядного циркуляційного контуру	0,0646 м 64,6 мм
Діаметр труб витратного циркуляційного контуру	0,0285 м 28,5 мм
Діаметр патрубків теплового акумулятора	0,0864 м 86,4 мм
Вартісні показники системи опалення	
	вартість, грн.
Електрокотел	15000
Циркуляційний насос зарядного контуру	8300
Циркуляційний насос витратного контуру	2900
Тепловий бак-акумулятор	18000
Теплова ізоляція	10000
Триходовий регулюючий клапан Ду32	1700
Сервопривід до триходового регулюючого клапану Ду32	2500
Блок автоматичного керування	16000
Запірна арматура, труби, трійники, фітинги, теплоізоляція комунікацій	20000
Монтажні роботи	45000
Сумарна вартість	139400

За розрахунком, сумарне споживання теплоти будівлею протягом опалювального сезону становить 83,9 МВт-год, що практично відповідає нормативному рівню 83 МВт-год, отже, прийняте в розрахунку значення максимальної питомої опалювального навантаження 40 Вт/м² також відповідає нормативним тепловим втратам будівлі.

Найменші сезонні витрати на опалення в сумі 41,2 тис. грн. забезпечуються при використанні електричного опалення з нічним акумуляванням теплоти і з використанням тризонного обліку споживаної електроенергії. Відносно невеликі витрати 50,6 тис. грн. відповідають опаленню пелетами, однак якщо врахувати супутні фактори, пов'язані з необхідністю періодичної доставки, зберіганням

пелет і видаленням відходів, то електроопалення виглядає набагато кращим.

При використанні газового котла, сезонні витрати складуть 83,5 тис. грн., що вдвічі більше, ніж при електроопаленні з нічним акумуляванням теплоти.

У разі використання централізованого теплопостачання, оплата його послуг в обсязі 92,8 тис. грн. за опалювальний сезон не набагато перевищує витрати на газове опалення.

Найбільші сезонні витрати на опалення в сумі 210 тис. грн. виникають у разі щомісячної оплати послуг централізованого теплопостачання за тарифом 30 грн. за кожен квадратний метр опалювальної площі протягом опалювального сезону, тобто при відсутності зареєстрованого теплотічильника.

Якщо використовувати електроопалення без теплового акумулювання, то за умови адекватного погодного регулювання, сезонні витрати складуть 164,7 тис. грн., що менше, ніж при централізованому теплопостачанні з оплатою послуг за тарифом за опалювальну площу.

Розглянемо також доцільність проведення реконструкції існуючих систем опалення шляхом заміни джерела теплоти на електроопалення з тепловим акумулятором за тризонним тарифом. Порівняння здійснено з найбільш поширеним варіантом теплопостачання у великих містах України – централізованим теплопостачанням як з оплатою за споживану теплоту, так і з оплатою за опалювальну площу.

Розрахунки системи електроопалення представлені у зведеній табл. 4. Порівняння сумарної вартості запропонованої системи електроопалення (табл. 4) з річними витратами на централізоване теплопостачання (рис. 2) доводить, що термін окупності переходу на електроопалення з централізованого теплопостачання з оплатою за споживану теплоту становить 2,7 року, а з оплатою за опалювальну площу – 0,83 року.

Таким чином, використання систем електроопалення з нічним акумулюванням теплоти доцільне не тільки для нових систем опалення, але і для існуючих.

Висновки.

1. Наведено метод і програма розрахунку систем електроопалення з нічним акумулюванням теплоти.

Метод враховує діючі стандарти України та дозволяє визначати основні технічні характеристики системи з урахуванням можливості включення електродвигуна на половину розрахункової потужності в денний час.

2. Запропонований метод і розроблена програма дозволяють визначати щомісячне споживання теплоти будівлями і розраховувати вартості опалення при використанні різних видів енергетичних ресурсів, а також дозволяють порівнювати витрати на централізоване теплопостачання з оплатою за спожиту кількість теплоти і при оплаті за опалювальну площу.

3. Наведено чисельний приклад для реальних погодних умов м. Києва показав економічні переваги використання електроопалення з нічним акумулюванням теплоти.

За українськими тарифами на грудень 2017 року вартість електроопалення з нічним акумулюванням теплоти в два рази нижче, ніж для централізованого теплопостачання з оплатою за спожиту теплоту.

4. Доведено, що термін окупності переходу на електроопалення для варіанту заміни централізованого теплопостачання з оплатою за спожиту теплоту складає менше, ніж 3 роки, для варіанту заміни централізованого теплопостачання з оплатою за опалювальну площу – складає менш, ніж 1 рік.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Veeraboina P., Yesuratnam G. Significance of design for energy conservation in buildings: building envelope components //

International Journal of Energy Technology and Policy. – 2013. – vol.9. – no.1. – pp. 34-52. doi: 10.1504/IJETP.2013.055814.

2. Arteconi A., Patteeuw D., Bruninx K., Delarue E., D'haeseleer W., Helsen L. Active demand response with electric heating systems: Impact of market penetration // Applied Energy. – 2016. – vol.177. – pp. 636-648. doi: 10.1016/j.apenergy.2016.05.146.

3. Li J., Fang J., Zeng Q., Z Chen. Optimal operation of the integrated electrical and heating systems to accommodate the intermittent renewable sources // Applied Energy. – 2016. – vol.167. – pp. 244-254. doi: 10.1016/j.apenergy.2015.10.054.

4. Ziemele J., Gravelins A., Blumberga A., Blumberga D. Sustainability of heat energy tariff in district heating system: Statistic and dynamic methodologies // Energy. – 2017. – vol.137. – pp. 834-845. doi: 10.1016/j.energy.2017.04.130.

5. Patteeuw D., K Bruninx., Arteconi A., Delarue E., D'haeseleer W., Helsen L. Integrated modeling of active demand response with electric heating systems coupled to thermal energy storage systems // Applied Energy. – 2015. – vol.151. – pp. 306-319. doi: 10.1016/j.apenergy.2015.04.014.

6. Парасочка С.О., Хрящевський В.М. До питання про електроакумуляційне опалення та гаряче водопостачання // Житлово-комунальне господарство України. – 2009. – №8(21). – С. 34-37.

7. Параска Г.Б., Миколюк О.А. Оцінка ефективності використання електричних систем опалення // Енергетика: економіка, технологія, екологія. – 2015. – №4. – С. 73-79.

8. Трепутнев В.В. Электрические теплоаккумуляторы для отопления и горячего водоснабжения // Новости тепло-снабжения. – 2010. – №4. – С. 116-118.

9. Патент України № 57479. Система теплопостачання / Андрищенко А.М., Панасюк О.В. – Заявл. 01.2006; опубл. 25.02.2011, Бюл. №4.

10. <http://www.nerc.gov.ua/?id=11889>.

REFERENCES

1. Veeraboina P., Yesuratnam G. Significance of design for energy conservation in buildings: building envelope components. *International Journal of Energy Technology and Policy*, 2013, vol.9, no.1, pp. 34-52. doi: 10.1504/IJETP.2013.055814.

2. Arteconi A., Patteeuw D., Bruninx K., Delarue E., D'haeseleer W., Helsen L. Active demand response with electric heating systems: Impact of market penetration. *Applied Energy*, 2016, vol.177, pp. 636-648. doi: 10.1016/j.apenergy.2016.05.146.

3. Li J., Fang J., Zeng Q., Z Chen. Optimal operation of the integrated electrical and heating systems to accommodate the intermittent renewable sources. *Applied Energy*, 2016, vol.167, pp. 244-254. doi: 10.1016/j.apenergy.2015.10.054.

4. Ziemele J., Gravelins A., Blumberga A., Blumberga D. Sustainability of heat energy tariff in district heating system: Statistic and dynamic methodologies. *Energy*, 2017, vol.137, pp. 834-845. doi: 10.1016/j.energy.2017.04.130.

5. Patteeuw D., K Bruninx., Arteconi A., Delarue E., D'haeseleer W., Helsen L. Integrated modeling of active demand response with electric heating systems coupled to thermal energy storage systems. *Applied Energy*, 2015, vol.151, pp. 306-319. doi: 10.1016/j.apenergy.2015.04.014.

6. Parasochnka S.O., Hryshchhevs'kyj V.M. Regarding electrical heating with accumulation and heat water supply. *Housing and communal services of Ukraine*, 2009, no.8(21), pp. 34-37. (Ukr).

7. Paraska G.B., Mykoljuk O.A. Efficiency of electrical heating systems usage. *Power Engineering: economics, technique, ecology*, 2015, no.4, pp. 73-79. (Ukr).

8. Treputnev V.V. Electrical heat accumulators for heating and heat water supply. *News of heat supply*, 2010, no.4, pp. 116-118. (Rus).

9. Andrjushhenko A.M., Panasjuk O.V. *Systema teplopостachannja* [System of heat supply]. Patent UA, no.57479, 2011. (Ukr).

10. Available at: <http://www.nerc.gov.ua/?id=11889> (accessed 02 December 2017). (Ukr).

Надійшла (received) 08.01.2018

Андріющенко Анатолій Михайлович¹,
Нікульшин Володимир Русланович¹, д.т.н., проф.,
Денисова Алла Євгенівна¹, д.т.н., проф.,

¹ Одеський національний політехнічний університет,
65044, Одеса, пр. Шевченко, 1,
e-mail: amandr@ukr.net; vnikul@paco.net;
alladenysova@gmail.com

A.M. Andryushchenko¹, V.R. Nikulshin¹, A.E. Denysova¹

¹ Odessa National Polytechnic University,
1, Shevchenko Avenue, Odessa, 65044, Ukraine.

Advantages of electrical heating systems with night heat accumulation in Ukrainian conditions.

Purpose. To develop electrical heating systems with night heat accumulation and to prove its advantages comparable with others possible variants of heating. **Methodology.** We have proposed a methodology which is based on the current Standards of Ukraine and included few main assumptions: the efficiency of the electric boiler is assumed equal 100 %; the dependence of the building heating load on the outside temperature is linear; all the variants of different energy resources calculating for the system operating correspond to the adequate (depending on weather) regulation. Methodology allows to determine the main technical characteristics of the system taking into account the possibility of switching on the electric boiler in the daytime using the half-loading. On the base of suggested methodology was developed the calculation program for determine the monthly consumption of heat by the building and estimate the cost of

heating using different energy sources. This program also allows to compare the payment for centralized heat supply services at the tariff for the consumed heat with a payment for the heated area tariff. **Results.** We have obtained a method for electrical heating systems with night heat accumulation calculation. Method bases on the current Standards in Ukraine and allows to determine the main technical characteristics of the system taking into account the possibility of switching on the electric boiler in the daytime. On the base of suggested method was developed the calculation program for determine the monthly consumption of heat by the building and estimate the cost of heating using different energy resources. This program also allows to compare the payment for centralized heat supply services at the tariff for the consumed heat with a payment for the heated area tariff. **Originality.** For the first time we have suggested methodology and developed the calculation program for electrical heating systems with night heat accumulation which is based on the Ukrainian Standards and allows to determine the monthly consumption of heat by the building and estimate the cost of heating using different energy sources. **Practical value.** We have developed a method and calculation program which allows to design the energy saving electrical heating systems with night heat accumulation. We have demonstrated on the numerical example for the real weather conditions of Kyiv city the economical advance of using electric heating with night heat accumulation comparable with all others options (centralized heat supply, gas heating, pellet heating). For December 2017 tariffs in Ukraine, the cost of electrical heating with night heat accumulation are two times lower than in the case of centralized heat supply with payment for consumed heat. We have proved that the refund period for implementation of electrical heating systems with night heat accumulation instead of centralized heat supply services at the tariff for the consumed heat is less than 3 years, and for centralized heat supply services at the tariff for the heated area tariff is less than 1 year. References 10, tables 4, figures 2.

Key words: energy saving, electrical heating, night heat accumulation, cost of heating for different energy resources.

S.Yu. Plesnetsov, O.N. Petrishchev, R.P. Mygushchenko, G.M. Suchkov, S.V. Sotnik, O.Yu. Kropachek

POWERFUL SOURCES OF PULSE HIGH-FREQUENCY ELECTROMECHANICAL TRANSDUCERS FOR MEASUREMENT, TESTING AND DIAGNOSTICS

Aim. Development of powerful current radio pulses generators (CRPG) for powering high-frequency electromechanical transducers based on IGBT transistors. Methodology. To carry out the research, the statements of the magnetic and electromagnetic fields interaction with electric and ferromagnetic material, electric circuits, structure of radio electronic devices theory were used. Results. The main provisions for creating powerful broadband generators for powering electromechanical transducers based on IGBT transistors are determined. It is shown that the generators intended for use in measurements, testing and diagnostics should provide adjustment of the frequency and duration of the output current pulses, and also provide current in the transducer inductor of several hundred amperes. The connection between the power frequency of the resonant electromechanical transducer and the gap between the transducer and the surface of the metal being diagnosed is established. A CRPG variant for powering electromechanical transducers in the frequency range 1 ... 3 MHz and the duration of current pulses of 1 ... 20 periods of the filling frequency is developed and manufactured. The peak current in the inductor of a high-frequency electromechanical transducer has reached 450 A. Novelty. For the first time, the possibility of using powerful IGBT transistors in electronic devices working in a key mode in push-pull circuits for feeding high-frequency electromechanical transducers is shown. Practical value. Using the results obtained will allow the creation of new instruments for measurement, control and diagnostics with wider characteristics. References 12, figures 6.

Key words: powerful transistors, radio pulse generator, electromagnetic field, conductive and ferromagnetic metal, high-frequency current, inductor.

Цель работы. Разработка основных положений по созданию мощных источников импульсов тока для питания высокочастотных электромеханических преобразователей для измерений, контроля и диагностики электротехнических устройств на базе силовых IGBT транзисторов. Методика. Для проведения исследований использовались положения теории взаимодействия магнитных и электромагнитных полей с электропроводным и ферромагнитным материалом, электрических цепей, построения электронных устройств. Результаты. Определены основные положения по созданию мощных широкополосных генераторов для питания электромеханических преобразователей на базе силовых IGBT транзисторов. Показано, что генераторы, предназначенные для использования в измерениях, контроле и диагностике, должны обеспечивать регулировку частоты и длительности импульсов выходного тока, а также обеспечивать ток в катушке преобразователя величиной до 450 А. Установлена связь между частотой питания резонансного электромеханического преобразователя и зазором между преобразователем и поверхностью диагностируемого металла. Разработан и изготовлен вариант ИИТ для питания электромеханических преобразователей в диапазоне частот 1...3 МГц и длительности импульсов тока 1...20 периодов частоты заполнения. Пиковая величина тока в катушке высокочастотного электромеханического преобразователя достигла 450 А. Научная новизна. Впервые показана возможность применения силовых IGBT транзисторов в электронных устройствах, при ключевом режиме работы в двухтактных схемах для питания высокочастотных электромеханических преобразователей. Практическая значимость. Использование полученных результатов позволит создавать новые приборы для измерений, контроля и диагностики с улучшенными характеристиками. Библ. 12, рис. 6.

Ключевые слова: силовые транзисторы, генератор импульсов, электромагнитное поле, электропроводный и ферромагнитный металл, высокочастотный ток, катушка индуктивности.

Introduction. Recently, there has been a growing tendency to use pulse high-frequency electromechanical transducers (PHFEMT) [1-4] for measurement, control and diagnostics of electrically conductive and ferromagnetic metal products. PHFEMT can transform electromagnetic energy into high-frequency mechanical (ultrasonic). This transformation is traditionally called electromagnetic-acoustic (EMA) transformation. The physical nature of EMA transformation can be explained with the help of Fig. 1 (1 – the source of a constant polarization field; 2 – high-frequency inductor; 3 – product; 4 – power lines of a constant magnetic field; 5 – field lines of high-frequency electromagnetic field; 6 – vortex current in the surface skin layer of the product). Conductors with flat inductor current are located in parallel with the conductive or ferromagnetic metal surface (OT – object of testing). The current layer has a linear density $I = I_0 e^{j\omega t}$, which induces a current $I_f = -I_0$ and creates a uniform magnetic field with the amplitude

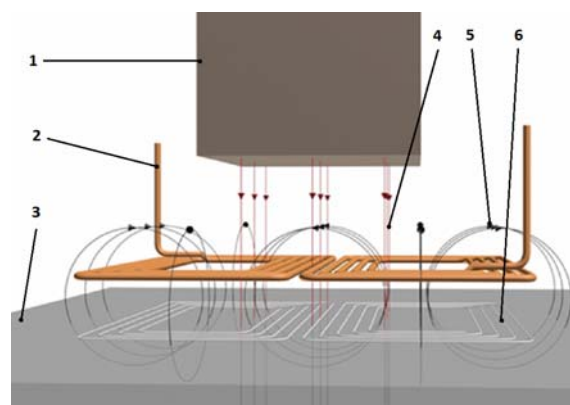


Fig.1 The diagram explains the physical effects of electromagnetic field transformation into high-frequency mechanical (ultrasonic) oscillations

$|H| \propto I_0$, where $j = \sqrt{-1}$, ω – the current frequency in the EMAT inductor. A constant polarization magnetic field

with induction $\vec{B} = \bar{x}_0 B_x + \bar{y}_0 B_y$, is applied to the surface layer of the OT under the inductor. According to [5], alternating stresses are formed in the surface skin layer of the OT, due to the interaction of the magnetic and electromagnetic fields. The total voltage T_{xx} is written in the form

$$|T_{xx}| = |T_{xx}^E + T_{xx}^M + T_{xx}^C| = HB_y \left| 1 - \frac{\mu - 1}{\mu} - j\alpha\beta_t^2 \right|, \quad (1)$$

where T_{xx}^E – the stresses formed due to the electrodynamic effect (Lorentz forces); T_{xx}^M – voltages formed due to magnetic interaction; T_{xx}^C – the stresses formed due to magnetostrictive effects; β_t – generalized parameter that is equal to the ratio of the wave numbers of mechanical and electromagnetic waves $\beta_t^2 = \frac{\bar{\omega}}{c_t^2 \mu_0 \mu \sigma}$;

H – the intensity of the alternating magnetic field; μ_0 – the magnetic constant $4\pi \cdot 10^{-7}$ H/m; μ – the relative magnetic permeability; c_t – the propagation velocity of the high-frequency elastic shear perturbation in the OT material; ω – the frequency of high-frequency elastic mechanical oscillations, which coincides with the frequency of the high-frequency current in the EMA transducer's inductor; α – the magnetostrictive constant; $j = \sqrt{-1}$; σ – electric conductivity of the OT material.

Analysis of the equation (1) shows that the magnitude of the mechanical variable stresses depends on the induction of the polarization magnetic field and the current magnitude in the inductor. When diagnosing ferromagnetic materials, it is very difficult to generate an induction value of the magnetic field in the excitation zone of high-frequency mechanical oscillations of more than 1 T. On the other hand, it is not advisable to significantly increase the induction of the polarization magnetic field, since the EMAT attractive force to the ferromagnetic product will be significant. As a result, it is difficult to scan the OT during diagnostics.

Pulse current in the EMAT inductor can theoretically be increased without special restrictions up to tens of kiloamperes, for example by means of mechanical interrupters. However, it is impossible to use such generators in devices, especially in small ones. In addition, the problem arises when forming high-frequency current pulses in the range from tenths to tens of MHz.

This problem can be solved by increasing the peak power of current pulse sources (CPS) [6-11]. The authors in [6, 7] propose to use powerful short unipolar pulses for powering the PHFEMT, which are not difficult to obtain, for example, with the help of thyristors. However, such pulses have a wide frequency spectrum, which reduces their efficiency at given values of diagnostic frequencies. In articles [8-11], it is proposed to apply a pulse packet of certain duration and with a specified filling frequency to feed PHFEMT. In this case, the output voltage in the device [8] does not exceed 300 V, which is unacceptable. The generator [9] allows obtaining significant pulse currents in the load. However, it is made on high-voltage high-frequency electron tubes GMI-83, which require cumbersome high-voltage power supplies. Such generators consume a lot of electricity. The device is

dangerous for maintenance staff. The power sources given in [10, 11] are more promising, but they do not allow increasing the output power. Therefore, the development of high power CPS is of great interest.

The aim of the paper is to develop the main regulations for the creation of powerful current pulse sources for feeding high-frequency electromechanical transducers for measuring, monitoring and diagnostics of electrical devices based on IGBT transistors.

Research and analysis of the developed results.

Analysis of known literature sources [1-11] allowed formulating requirements for CPS, which should provide EMAT feeding, for example, described in [1-4], in the most constantly used frequency range. It should be formed in EMAT with an input resistance from fractions of up to several Ω current pulse packets with a filling frequency from 1 to 3 MHz. The period's number of the pulse filling frequency should be adjustable in the range 1 ... 20 pcs. The maximum peak amplitude of the current in the transducer conductors should reach several hundred amperes. The repetition frequency of the probing pulses should be regulated in the range from 0.01 to 1 kHz, depending on the OT scanning speed.

The authors based on the analysis of the power electronics elements characteristics came to the conclusion that it is expedient to use powerful IGBT transistors in the output stages. To test this assumption, experimental studies were performed of the capabilities of several modern powerful comparatively high-frequency IGBT transistors at high frequencies. It is determined that they do not allow creating a sinusoidal output signal. At the same time, it is shown that in the claimed frequency range, some IGBT transistor models switch with sufficient time intervals in push-pull circuits.

To implement the developed technical solution, it is proposed to form the CPS output pulse in the form of a meander, and the sinusoidal component allocation is carried out using the EMAT resonant circuit or a separate filter. This approach makes it possible to provide an acceptable thermal operating mode of the transistors, especially at high probing frequencies, and to obtain significant amounts of excited currents in the load. The expediency of using parallel switching up to 5 transistors in each arm of a push-pull circuit allows increasing the current in the transducer or increasing the voltage due to the use of high-frequency broadband transformers. The pre-switches in front of the output stages must be powerful enough to quickly fill the gate of the IGBT transistors of the CPS output stage. To quickly switch off the output transistors, the resistance of the pre-output transistors in the open state should be minimal.

The expediency of manufacturing CPS in the form of two main blocks – a signal generator with adjustable parameters and a high-frequency broadband power amplifier is specified.

On the basis of this approach CPS has been developed, which allows fulfilling the requirements necessary for feeding EMAT with modern monitoring, measuring and diagnostic tools. As an example of such a development Fig. 2 shows the electrical circuit diagram of a high-power high-frequency broadband generator.

The signal generator with adjustable parameters is made on a microprocessor U4 of the AT90S1200 type.

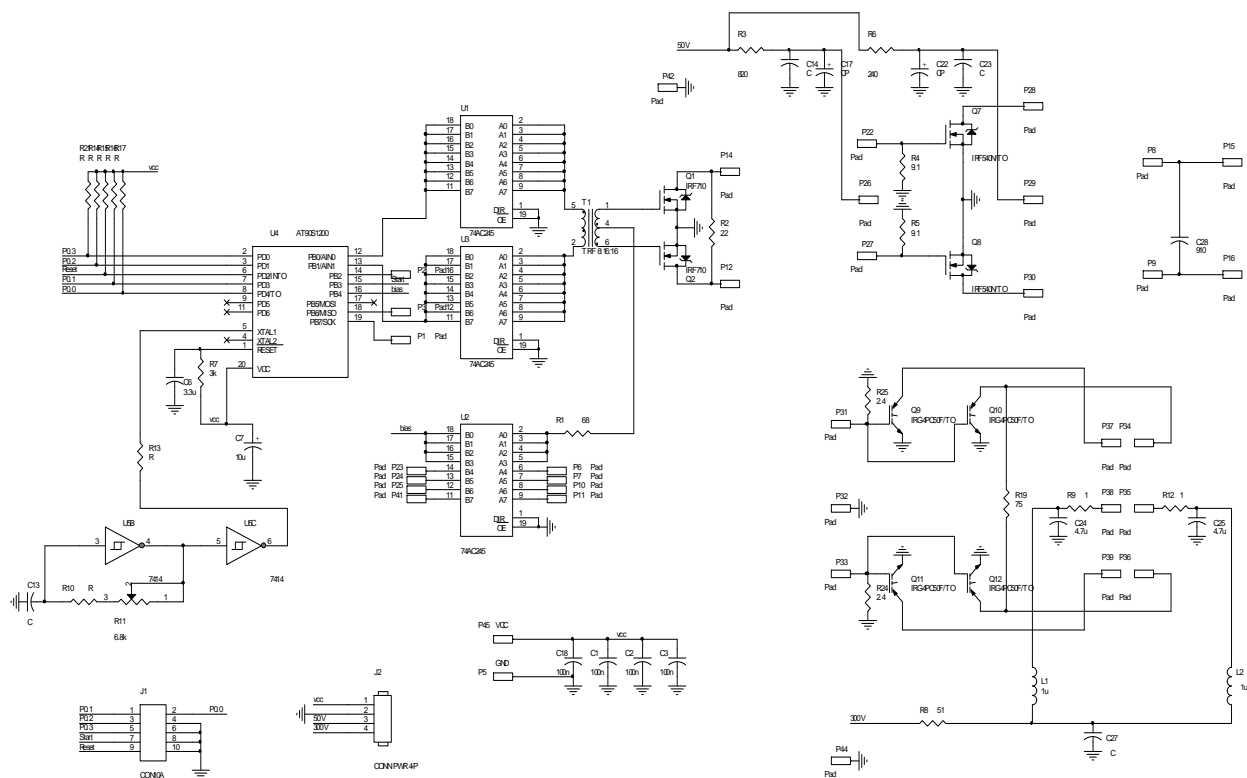


Fig. 2. Electric schematic diagram of CPS for feeding high-frequency electromechanical transducers

It forms two sequences of rectangular pulses IN1 and IN2 with an amplitude of 5V with a pulse ratio of 2 (meander) and the phase opposites that are required to power the subsequent CPS stages. The frequency, pulse ration and the number of pulses are controlled by the buttons PQ0-PQ3 and Reset. Each of the two signals from the microprocessor's output goes to the inputs of the buffered repeaters U1 and U3, executed on the chips of 74AC245 type. Buffered repeaters are used to amplify the current output signal, to provide steep edges, form rectangular pulse sequences IN1 and IN2, and to protect the microprocessor in case of short circuits in the amplifier circuit. To increase the output current, 8 inputs and 8 outputs of each buffered repeater are connected in parallel. The time diagrams of the output signals generators are shown in Fig. 3, where: T1 – the sequence period of rectangular pulses; T2 – total duration of the pulse packet; T3 – the interval period of pulse packet; T4 – the duration of the bias pulse.

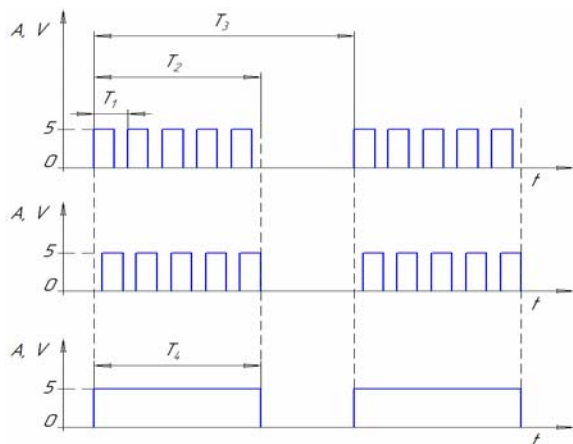


Fig. 3. Time diagram of the output signals generators

The outputs of the buffered repeaters U1 and U3 are loaded on the input winding of the high-frequency wideband transformer T1. From the transformer output T1, rectangular pulses in antiphase go to the transistors gates Q1 and Q2, switched on in a push-pull circuit. Switching on transistors at the same time ensures the sequential opening of only one of them and closing of the other one. Simultaneously, a bias pulse is applied to the middle point of the output winding of the transformer T1. It comes from the microprocessor U4 through the buffer U2 (74AC245), providing a rapid opening of the transistors Q1 and Q2 and their subsequent closing after ending the pulse packet. The duration of the bias pulse T4 is equal to the duration of the T2 packet.

From the outputs of transistors Q1 and Q2, square wave pulses of the packet signal are fed to the input of a high-frequency broadband transformer similar to T1 (not shown in the diagram). Rectangular pulses from the output of the second transformer go to the transistors gates Q7 and Q8 (IRF540N), also included in the push-pull circuit. The stage on transistors Q7 and Q8 serves to amplify rectangular pulses in voltage and current sufficient for the key output stage operation on IGBT transistors Q9 and Q10, Q11 and Q12 (IRG4PC50F), included in pairs in each arm of the push-pull circuit. Parallel switching on two IGBT transistors in each arm allowed increasing the limiting switching current and reducing losses by lowering the resistance of the arm in the open state. The output stage is connected to the previous one using a broadband high-frequency transformer similar to T1 (not shown in the diagram). The output stage is also loaded on a broadband high-frequency transformer (not shown in the diagram), which output is connected to the EMAT, for example [1].

Power units of the generator's stages are not shown in the diagram. To test the developed CPS characteristics, tests were performed when it was connected to the active load and when the EMAT load was operating in a resonance mode.

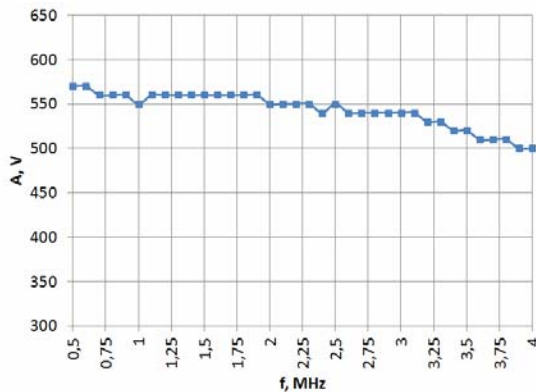


Fig. 4. Amplitude-frequency response of CPS with an active load equal to 0.5Ω

Fig. 4 shows the amplitude-frequency response of CPS with an active load equal to 0.5Ω in the frequency range exceeding the range of 1 ... 3 MHz. The measurements were performed using an oscilloscope SDS7202.

Data analysis (Fig. 4) shows that the amplitude-frequency response of CPS in the frequency range 1 ... 3 MHz is close to uniform. This means that the use of IGBT transistors in the switching mode in the output push-pull stages allows covering the traditionally used frequency range for measurements, monitoring and diagnostics. In this case, the peak current in the active load exceeds 100 A.

Studying generator's operation when connecting resonant EMAT, the following procedure was used. The high-frequency electromechanical transducer [1] was mounted on a metal (high-carbon steel) with various gaps between the inductor and the metal. The CPS frequency controller fed EMAT into resonance. It is taken into account that the basis of any EMAT is a high-frequency inductor and that the inductance of this inductor is different for different gaps. Consequently, the resonant frequency of the transducer will also be different. This position was confirmed by the data in Fig. 5, which showed the amplitude-frequency response of CPS together with EMAT resonant type. In this case, the high-frequency inductor was connected in parallel with an additional capacitor of 10^4 pF. The inductance of the high-frequency inductor, taking into account power cables and CPS output parameters, was about 1 ... 2 μ H. The backlash was established with the help of gaskets made of glass-textile of various thicknesses. The measurements were performed using an oscilloscope SDS7202.

Data analysis (Fig. 5) shows that when the gap is reduced, the EMAT resonance frequency increases approximately in inverse proportion to the frequency of the power current: with a gap of 7 mm – about 1.3 MHz; with a gap of 4.5 mm – about 1.6 MHz; with a gap of 2 mm – about 2.05 MHz and with a gap of 1 mm – about 2.45 MHz. These data confirm that CPS must necessarily have a frequency regulation of the power current. Its own amplitude-frequency response should be close to linear in order to ensure the same power conditions for the

transducer. Especially these requirements are important for automatic or automated measurements, monitoring and diagnostics, when it is impossible to maintain the exact gap size (usually several millimeters).

It is obvious that the CPS current feeding the EMAT can not instantaneously bring into operation the parallel resonant circuit of the electromechanical transducer. This requires several periods of the generator current frequency, Fig. 6. At the same time, the required number of periods for EMAT output to the operating mode also depends on the gap size. Consequently, it is necessary to regulate the periods number of the filling frequency for the pulse packet of the CRPG.

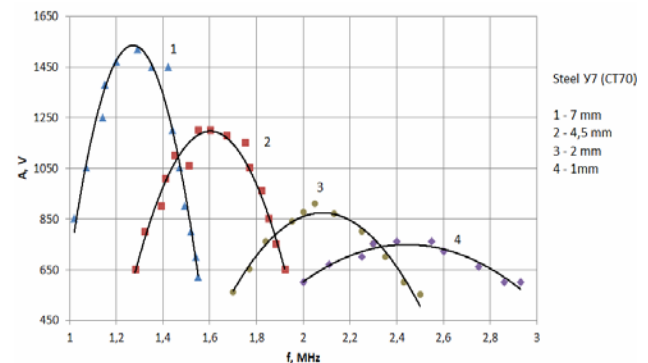


Fig. 5. The amplitude-frequency response of a high-frequency resonant electromechanical transducer [10] connected to CPS at distances (gaps) between a high-frequency conductor and an electrically conductive ferromagnetic OT surface: 1 – 7 mm; 2 – 4.5 mm; 3 – 2 mm; 4 – 1 mm

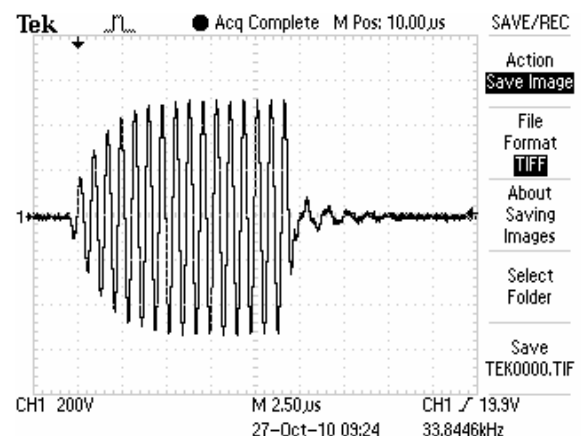


Fig. 6. A typical voltage on the EMAT [1] when feeding CPS

It is known that the current in the resonant circuit exceeds the current coming from the power source [12]. To evaluate its value, a shunt with a resistance of 0.01Ω was built into the parallel resonant EMAT circuit. During resonance, its voltage was 4.5 V. Consequently, the current in the EMAT high-frequency conductor was about 450 A. The requirement to increase the degree of electromagnetic energy transformation into high-frequency mechanical one by increasing the current in the EMAT inductor developed by CPS on the basis of IGBT transistors is satisfied.

Conclusions.

1. The main regulations for the creation of powerful current pulse sources for feeding high-frequency electromechanical transducers for measuring, monitoring and diagnostics of electrical devices based on IGBT transistors are developed.

2. A practical implementation of a powerful current pulse generator based on IGBT transistors of the IRG4PC50F type is proposed, which provides currents of up to 450 A in the frequency range 1 ... 3 MHz with a pulse packet duration of 1 ... 20 in the inductor of a high-frequency electromechanical transducer.

3. It is shown that CPS provides a significant increase in the current of a high-frequency inductor when feeding the resonant EMA transducers, thereby increasing electromagnetic energy transformation into high-frequency mechanical one in electrically conductive and ferromagnetic materials.

4. The necessity to regulate the frequency and duration of power pulses for high-frequency electromechanical transducers intended for measurements, monitoring and diagnostics is determined and experimentally confirmed.

5. It is experimentally determined that the gap increase between the high-frequency EMAT inductor and the surface of an electrically conductive ferromagnetic metal leads to a decrease in the resonant frequency of the transducer, approximately in inverse proportion to the current frequency. This effect is due to the influence of metal properties on the inductance of the high-frequency EMAT inductor located with a gap above the product surface.

REFERENCES

1. Miguschenko R.P., Suchkov G.M., Radev H.K., Petrishchev O.N., Desyatnichenko A.V. Electromagnetic acoustic transducer for ultrasonic thickness gauging of ferromagnetic metal items without removing dielectric coating. *Technical electro-dynamics*, 2016, no.2, pp. 78-82. (Rus).
2. Suchkov G.M., Taranenko Yu.K., Khomyak Yu.V. A non-contact multifunctional ultrasonic transducer for measurements and non-destructive testing. *Measurement Techniques*, 2016, vol.59, no.9, pp. 990-993. doi: **10.1007/s11018-016-1081-3**.
3. Boughedda H., Hacib T., Chelabi M., Acikgoz H., Le Bihan Y. Electromagnetic acoustic transducer for cracks detection in conductive material. *2015 4th International Conference on Electrical Engineering (ICEE)*, Dec. 2015, pp. 1-4, doi: **10.1109/INTEE.2015.7416717**.
4. Li B. Application of electromagnetic acoustic in steel pipe inspection. *2016 35th Chinese Control Conference (CCC)*, Jul. 2016, pp. 9539-9542. doi: **10.1109/ChiCC.2016.7554872**.
5. Ermolov I.N. *Teoriya i praktika ultrazvukovogo kontrolya* [Theory and practice of ultrasonic testing]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 1981. 240 p. (Rus).
6. Zhukov V.K., Ol'shanskii V.P. Electromagnetic-acoustic equipment UVT-01N for inspecting the wall thickness of drilling pipes. *The Soviet journal of nondestructive testing*, 1986, vol.22, iss.2, pp. 76-80.
7. Bolyukh V.F., Oleksenko S.V., Shchukin I.S. Comparative analysis of linear pulse electromechanical converters electromagnetic and induction types. *Technical electro-dynamics*, 2016, no.5, pp. 46-48. (Rus).
8. Viskushenko A.A., Remnev A.M., Smerdov V.Yu. *A High-Voltage Pulse-Packet Shaper. Instruments and Experimental Techniques*, 2001, vol.44, iss.1, pp. 58-60. doi: **10.1023/A:1004128932683**.
9. Pachkovskii L.S., Nevolin O.V. High-power broadband radio-frequency pulse generator to excite ultrasonic vibrations by the contactless electromagnetic-acoustic method. *Sov. J. Nondestr. Test.*, 1977, vol.13, iss.6, pp. 704-706.
10. Suchkov G.M., Petrishchev O.N., Cherednichenko I.V., Fedorov V.V., Desyatnichenko A.V., Khashchina S.V., Maslova M.S. A generator of probing pulses for EMA flaw detectors. *Russian Journal of Nondestructive Testing*, 2012, vol.48, no.9, pp. 537-540. doi: **10.1134/s1061830912090082**.
11. Miguschenko R.P., Suchkov G.M., Taranenko Yu.K., Petrishchev O.N., Desyatnichenko A.V. Generators of current sounding impulses for supplying electromagnetic acoustic transducers. *Quality Control Tools and Techniques*, 2015, no.2(35), pp. 5-11. (Rus).
12. Aseev B.P. *Osnovy radiotekhniki* [Foundations of radiotechnics]. Moscow, Svyazizdat Publ., 1947. 572 p. (Rus).

Received 02.12.2017

S.Yu. Plesnetsov¹, Candidate of Technical Science,
O.N. Petrishchev², Doctor of Technical Sciences, Professor,
R.P. Mygushchenko¹, Doctor of Technical Science,
G.M. Suchkov¹, Doctor of Technical Sciences, Professor,
S.V. Sotnik³, Candidate of Technical Sciences,
O.Yu. Kropachek¹, Candidate of Technical Science,
¹National Technical University «Kharkiv Polytechnic Institute»,
2, Kyrpychova Str., Kharkiv, 61002, Ukraine,
e-mail: krskd.kpi@gmail.com, hpi.suchkov@gmail.com
²National Technical University of Ukraine «Igor Sikorsky Kyiv
Polytechnic Institute»,
37, Prosp. Peremohy, Kyiv, Ukraine, 03056,
e-mail: om.petrishchev@aae.kpi.ua
³Kharkiv National University of Radio Electronics,
14, Nauka Ave., Kharkiv, Ukraine, 61166,
e-mail: svetlana.sotnik@nure.ua

Б.И. Кузнецов, Т.Б. Никитина, И.В. Бовдуй, А.В. Волошко, Е.В. Виниченко, Б.Б. Кобылянский

РАЗРАБОТКА И ИССЛЕДОВАНИЕ МАКЕТА СИСТЕМЫ АКТИВНОГО ЭКРАНИРОВАНИЯ МАГНИТНОГО ПОЛЯ, СОЗДАВАЕМОГО ГРУППОЙ ВОЗДУШНЫХ ЛИНИЙ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧИ

Розроблено макет одноколової системи активного екранування магнітного поля, яке створюється у житлових приміщеннях групою ЛЕП. Просторове розташування і геометричні розміри компенсуючої обмотки, а також параметри регуляторів визначені на основі рішення задачі багатокритеріальної оптимізації. Проведено польові експериментальні дослідження макету системи з розімкнутим та замкнутим управлінням. Показано, що ефективність системи при розімкненому та замкненому управлінні приблизно однакова і складає більше 4 одиниць. Наведено результати порівняння експериментальних і розрахункових значень індукції магнітного поля в зоні екранування. Показано, що експериментальні і розрахункові значення індукції магнітного поля відрізняються не більше ніж на 20 %. Бібл. 12, рис. 5.

Ключові слова: повітряні лінії електропередачі, магнітне поле промислової частоти, макет одноколової системи активного екранування, польові експериментальні дослідження.

Разработан макет одноконтурной системы активного экранирования магнитного поля, создаваемого в жилом помещении группой ЛЭП. Пространственное расположение и геометрические размеры компенсирующей обмотки, а также параметры регуляторов определены на основе решения задачи многокритериальной оптимизации. Проведены полевые экспериментальные исследования макета системы с разомкнутым и замкнутым управлением. Показано, что эффективность системы при разомкнутом и замкнутом управлении примерно одинаковая и составляет более 4 единиц. Приведены результаты сравнения экспериментальных и расчетных значений индукции магнитного поля в зоне экранирования. Показано, что экспериментальные и расчетные значения индукции магнитного поля отличаются не более чем на 20 %. Библ. 12, рис. 5.

Ключевые слова: воздушные линии электропередачи, магнитное поле промышленной частоты, макет одноконтурной системы активного экранирования, полевые экспериментальные исследования.

Введение. Индукция магнитного поля (МП) промышленной частоты за пределами охранных зон высоковольтных линий электропередачи (ЛЭП) в ряде случаев превышает гранично допустимый уровень 0,5 мкТл [1], что создает угрозу здоровью населения и требует принятия определенных мер по снижению МП действующих ЛЭП в черте городов Украины. Экономически наиболее приемлемыми для Украины являются [2] методы активного контурного экранирования МП действующих ЛЭП, реализуемые с помощью систем активного экранирования (САЭ) [3-10].

Анализ существующих систем активного экранирования. В [10] разработан метод синтеза САЭ МП, а в [11] проведены экспериментальные исследования макета САЭ с различным количеством компенсирующих обмоток и датчиков МП, функционирующих по различным алгоритмам управления [8, 9]. По отношению к геометрическим размерам реальных систем эти макеты выполнены в масштабе 1 к 10, что обуславливает дополнительные погрешности макетирования САЭ, вызванные, в частности, конечными размерами датчиков МП, соизмеримых с размерами компенсационных обмоток макета. Кроме того, исследования макетов САЭ проводились для МП, генерируемого одиночной ЛЭП. В связи с этим возникает задача верификации метода синтеза [10] САЭ МП, создаваемого группой ЛЭП, на полномасштабном макете САЭ.

Целью работы являются разработка и полевые экспериментальные исследования полномасштабного макета одноконтурной системы активного экранирования магнитного поля, создаваемого группой воздушных линий электропередачи в жилых помещениях.

Разработка макета одноконтурной САЭ. На рис. 1 показана схема расположения группы ЛЭП, генерирующих МП, индукцию которого необходимо уменьшить в жилых помещениях (в дальнейшем «в зоне экранирования»).

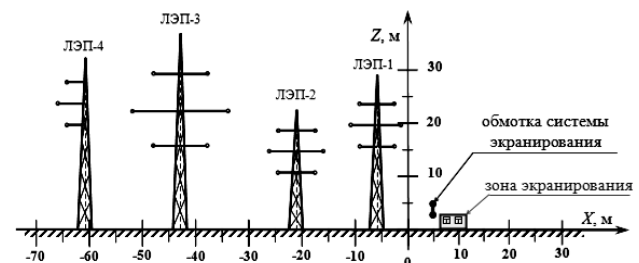


Рис. 1. Схема расположения группы ЛЭП и одноконтурной САЭ

Исходное МП в зоне экранирования генерируют две двухцепные ЛЭП 110 кВ (ЛЭП 1 и ЛЭП 2), двухцепная ЛЭП 330 кВ (ЛЭП 3) и одноцепная ЛЭП 330 кВ (ЛЭП 4). На рис. 1 также показана зона, в которой необходимо экранировать МП. На основании экспериментальных исследований было установлено, что в зоне экранирования МП имеет незначительную поляризацию [12], что позволяет использовать одноконтурную САЭ с одной компенсационной обмоткой. При синтезе макета САЭ учитывались ограничения на геометрические размеры и точки расположения опор ее компенсационной обмотки.

На рис. 2,а показана расчетная схема макета одноконтурной САЭ, зона экранирования и компенсирующая обмотка.

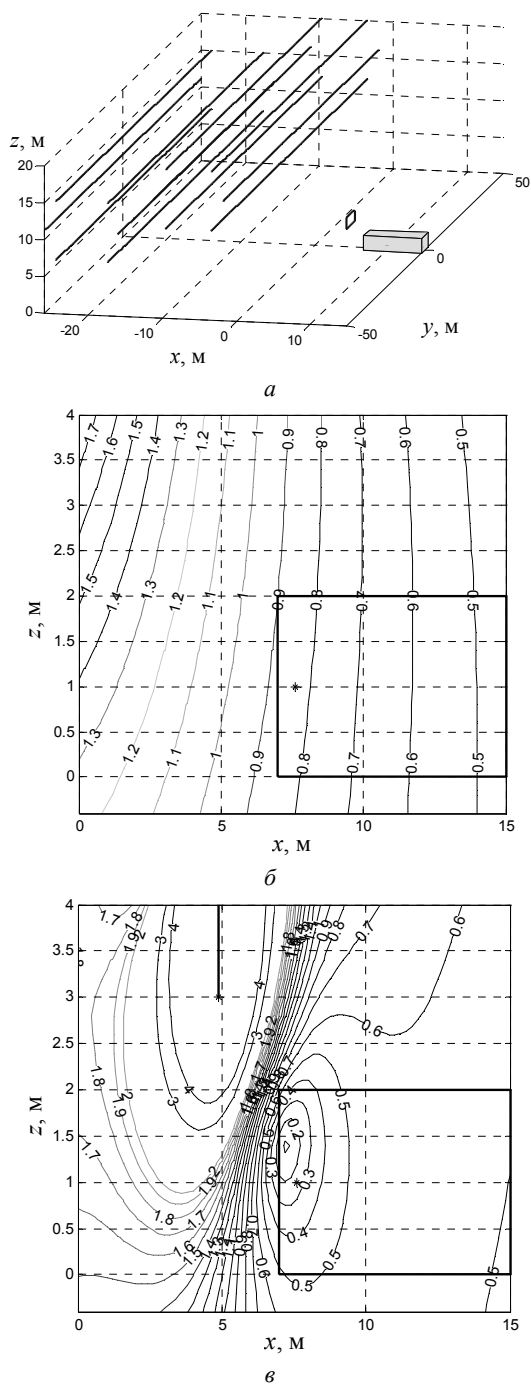


Рис. 2. Расчетная схема макета одноконтурной САЭ (а), распределение МП исходного (б) и с включенной САЭ (в)

На рис. 2,б показано распределение индукции исходного МП, создаваемого группой ЛЭП, а на рис. 2,в – распределение индукции МП с включенной САЭ. Исходная индукция МП в рассматриваемом пространстве составляет 0,9 мкТл, а при включенной САЭ уровень индукции магнитного поля не превосходит 0,4 мкТл.

На рис. 3 показаны пространственно-временные характеристики (ПВХ) МП, создаваемого: 1 – группой ЛЭП; 2 – компенсирующей обмоткой и 3 – суммарного магнитного поля с включенной системой. Как видно из этого рисунка, в рассматриваемом пространстве исходное МП, создаваемое группой ЛЭП, имеет незначительную поляризацию, так что его ПВХ пред-

ставляет сильно вытянутый эллипс, а коэффициент эллипсности (отношение меньшей полуоси эллипса к большей полуоси) равен около 0,4, что подтверждается экспериментальными исследованиями.

ПВХ МП, создаваемого обмоткой одноконтурной САЭ представляет собой линию и, следовательно, такое МП не имеет поляризации. С помощью этой обмотки компенсируется большая полуось эллипса ПВХ исходного МП, так что ПВХ результирующего МП, оставшегося после работы САЭ, представляет собой эллипс с коэффициентом эллипсности, равным 0,8.

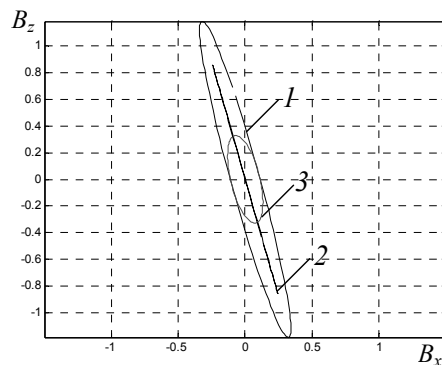


Рис. 3. Пространственно-временные характеристики МП создаваемого: группой ЛЭП (1); компенсирующей обмоткой (2) и суммарного МП с включенной САЭ (3)

Реализация макета одноконтурной САЭ. Макет одноконтурной САЭ содержит [10] одну квадратную обмотку, верхняя часть которой расположена на высоте 5,1 м, а нижняя – на высоте 3,1 м. Обмотка содержит 20 витков и питается от усилителя типа TDA7294. В качестве датчика индукции МП используется индуктивный датчик, а измерение индукции МП выполняется магнитометром типа EMF-828 фирмы Lutron. Питание САЭ осуществляется от автономного источника.

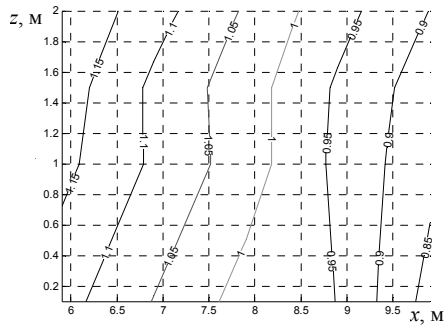
Система управления обмоткой построена по принципу подчиненного регулирования и содержит внутренний регулятор тока и внешний регулятор индукции МП.

Результаты полевых экспериментальных исследования макета разомкнутой одноконтурной САЭ. Для реализации разомкнутого управления САЭ датчик МП устанавливался в непосредственной близости от проводов ЛЭП и на некотором удалении от зоны экранирования. С помощью такого датчика МП измеряется индукция магнитного поля, создаваемого только ЛЭП, и, следовательно, выходное напряжение такого датчика МП пропорционально току одной из фаз провода ЛЭП, либо их суперпозиции. Таким образом, осуществляется косвенное измерение токов ЛЭП, генерирующих исходное МП, а САЭ на основе такого датчика МП по принципу своего построения является разомкнутой.

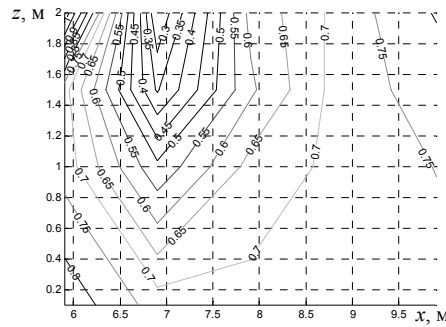
На рис. 4 показаны экспериментальные распределения индукции: а) исходного МП, создаваемого группой ЛЭП и б) – в) суммарного МП с включенной САЭ.

Исходная индукция МП в рассматриваемом пространстве составляет 1,15 мкТл, что более чем в два раза превышает гранично допустимый уровень в 0,5 мкТл [1].

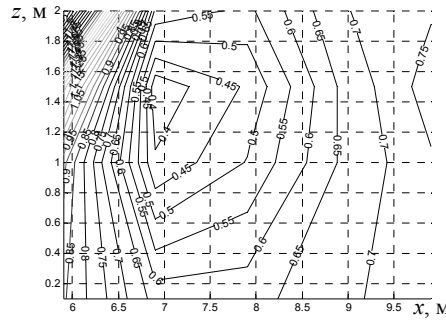
Полевые экспериментальные исследования макета замкнутой одноконтурной САЭ. Для реализации замкнутого управления датчик МП устанавливался непосредственно в зоне экранирования.



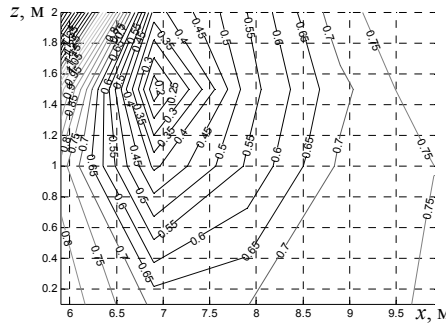
a



б



в

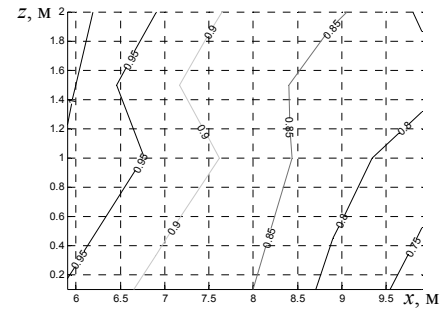


г

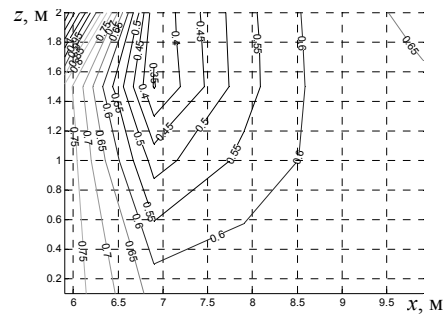
Рис. 4. Линии равного уровня модуля индукции:

a) исходного магнитного поля, создаваемого группой ЛЭП и *б) – г)* суммарного магнитного поля с включенной разомкнутой САЭ

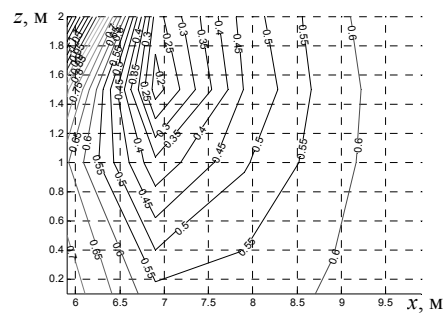
Настройка разомкнутой САЭ выполнялась таким образом, чтобы минимизировать индукцию МП в заданной точке пространства, где необходимо экранировать исходное МП. В частности, на рис 4,б – г показаны распределения суммарного МП с включенной САЭ при ее настройке на различные точки зоны экранирования. Заметим, что в точках настройки САЭ индукция МП имеет минимальное значение, практически одинаковое для любой точки настройки, и составляет 0,2 мкТл.



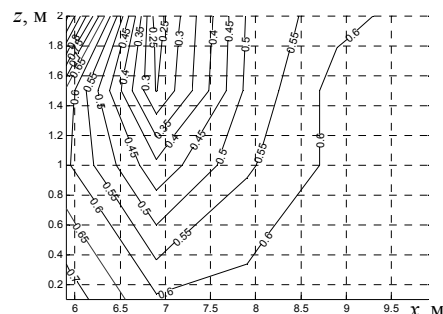
a



б



в



г

Рис. 5. Линии равного уровня модуля индукции:

a) исходного магнитного поля, создаваемого группой ЛЭП и *б) – г)* суммарного магнитного поля с включенной замкнутой САЭ

При этом с помощью такого датчика МП измеряется индукция суммарного МП, создаваемого в зоне экранирования проводами ЛЭП и компенсационной обмоткой, а сама САЭ на основе такого датчика по принципу своего построения становится замкнутой.

На рис. 5 показаны распределения индукции: *a)* исходного МП, создаваемого группой ЛЭП и *б) – г)*

суммарного МП с включенной замкнутой САЭ при различном положении датчика МП. С помощью замкнутой САЭ минимизируется индукция МП в точке установки датчика МП. При этом минимальное значение индукции в рассматриваемых трех вариантах составляет 0,2 мкТл, однако распределение магнитного поля в зоне экранирования существенно зависит от положения датчика МП.

Исходная индукция МП в рассматриваемом пространстве составляет 0,95 мкТл, а при включенной замкнутой САЭ уровень индукции магнитного поля не превосходит 0,4 мкТл.

Отметим, что эффективность замкнутой системы зависит от места расположения в зоне экранирования датчика МП. Более того, при одной компенсационной обмотке, важным вопросом является также пространственная ориентация этого датчика МП, при которой обеспечивается максимальная эффективность замкнутой системы.

В целом, замкнутая САЭ минимизирует уровень магнитного поля в месте установки датчика МП. Поэтому, одним из возможных подходов к вопросу определения места установки датчика МП является его размещение в такой точке пространства, в которой расчетное при синтезе САЭ значение индукции МП принимает минимальное значение. В этом случае замкнутая САЭ обеспечивает максимальную эффективность экранирования в заданном пространстве.

Преимуществом замкнутой САЭ является также возможность компенсации как внешнего МП, генерируемого ЛЭП, так и внутреннего МП, генерируемого, например, бытовыми электроприборами, расположенными вблизи зоны экранирования, электрополами и т.д. Кроме того, при изменении параметров замкнутой САЭ, ее эффективность изменяется незначительно, т.е. замкнутая система обладает большей робастностью по сравнению с разомкнутой системой. Однако, при значительных изменениях параметров, замкнутая система может потерять устойчивость и, следовательно, стать неработоспособной. Кроме того, измерение магнитного поля в точке, в которой уровень суммарного МП имеет минимальное значение, приводит к повышению шумов измерения a , следовательно, и к ухудшению эффективности работы замкнутой системы.

Преимуществом разомкнутой САЭ является использование датчика МП, размещенного вблизи проводов ЛЭП, где уровень индукции исходного МП имеет достаточно большое значение и, следовательно, может быть измерено с высоким отношением сигнал / шум. Потому в разомкнутой системе уровень шумов может быть существенно меньшим по сравнению с шумами измерения МП в замкнутой системе. Кроме того, в разомкнутой системе при изменении параметров системы всегда обеспечивается ее устойчивая работа, хотя при этом эффективность ее работы может снижаться за счет недокомпенсации либо перекомпенсации исходного МП.

Сравнение результатов распределения МП синтезированной одноконтурной САЭ, приведенных на рис. 2, в, с экспериментальными распределениями МП разомкнутой и замкнутой одноконтурной САЭ, пока-

занных на рис 4, б-г и рис 5, б-г, показало, что они различаются не более чем на 20 %.

Выводы.

1. Разработан полномасштабный макет одноконтурной системы активного экранирования магнитного поля, создаваемого в зоне экранирования группой воздушных линий электропередачи, с учетом ограничений на пространственное расположение и геометрические размеры компенсирующей обмотки.

2. Проведены полевые экспериментальные исследования макета одноконтурной системы активного экранирования магнитного поля с разомкнутым и замкнутым алгоритмами управления. Показано, что эффективность разомкнутой и замкнутой системы примерно одинакова и составляет более 4 единиц.

3. Сравнение результатов экспериментальных и расчетных значений индукции магнитного поля в зоне экранирования показывает, что их разброс не превышает 20 %, что подтверждает адекватность разработанного метода синтеза макета системы активного экранирования и возможность его использования при создании реальных систем активного экранирования.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Rozov V., Grinchenko V. Simulation and analysis of power frequency electromagnetic field in buildings closed to overhead lines // 2017 IEEE First Ukraine Conference on Electrical and Computer Engineering (UKRCON). – Kyiv, Ukraine. – pp. 500-503. doi: 10.1109/UKRCON.2017.8100538.
2. Волошко О.В. Синтез систем активного екранування магнітного поля повітряних ліній електропередачі / Вісник Національної академії наук України. – 2017. – №7. – С. 64-73. doi: 10.15407/visn2017.07.064.
3. Active Magnetic Shielding (Field Cancellation). <http://www.emfservices.com/afcs.html>.
4. Beltran H., Fuster V., Garcia M. Magnetic field reduction screening system for a magnetic field source used in industrial applications // 9 Congreso Hispano Luso de Ingeniería Eléctrica (9 CHLIE), Marbella (Málaga). – 2005. – pp. 84-99.
5. Celozzi S., Garzia F. Active shielding for power-frequency magnetic field reduction using genetic algorithms optimization // IEE Proceedings – Science, Measurement and Technology. – 2004. – Vol. 151. – № 1. – pp. 2-7. doi: 10.1049/ip-smt:20040002.
6. Shenkman A., Sonkin N., Kamensky V. Active protection from electromagnetic field hazards of a high voltage power line // HAIT Journal of Science and Engineering. Series B: Applied Sciences and Engineering. – Vol. 2. – Issues 1-2, pp. 254-265.
7. Celozzi S. Active compensation and partial shields for the power-frequency magnetic field reduction // Conference Paper of IEEE International Symposium on Electromagnetic Compatibility. Minneapolis (USA). – 2002. – Vol.1. – pp. 222-226. doi: 10.1109/isemc.2002.1032478.
8. Шидловский А.К., Розов В.Ю. Системы автоматической компенсации внешних магнитных полей энергонасыщенных объектов // Технічна електродинаміка – 1996. – №1. – С. 3-9.
9. Розов В.Ю., Ассуиров Д.А. Метод активного экранирования внешнего магнитного поля технических объектов // Технічна електродинаміка. Тематичний випуск «Проблеми сучасної електротехніки». – 2006. – Ч.3. – С. 13-16.
10. Кузнецов Б.И., Туренко А.Н., Никитина Т.Б., Волошко А.В., Коломиец В.В. Метод синтеза замкнутых систем активного экранирования магнитного поля воздушных линий электропередачи // Технічна електродинаміка. – 2016. – №4. – С. 8-10.

11. Kuznetsov B.I., Nikitina T.B., Voloshko A.V., Bovdyj I.V., Vinichenko E.V., Kobilyanskiy B.B. Experimental research of magnetic field sensors spatial arrangement influence on efficiency of closed loop of active screening system of magnetic field of power line // *Electrical engineering & electromechanics*. – 2017. – no.1. – pp. 16-20. doi: 10.20998/2074-272X.2017.1.03.

12. Розов В.Ю., Реуцкий С.Ю., Пилюгина О.Ю. Метод расчета магнитного поля трехфазных линий электропередачи // *Технічна електродинаміка*. – 2014. – №5. – С. 11-13.

REFERENCES

1. Rozov V., Grinchenko V. Simulation and analysis of power frequency electromagnetic field in buildings closed to overhead lines. *2017 IEEE First Ukraine Conference on Electrical and Computer Engineering (UKRCON)*. Kyiv, Ukraine, pp. 500-503. doi: 10.1109/UKRCON.2017.8100538.

2. Voloshko O.V. Synthesis of active shielding systems of power transmission lines magnetic field. *Visnyk of the National Academy of Sciences of Ukraine*, 2017, no.7, pp. 64-73. (Ukr). doi: 10.15407/vsn2017.07.064.

3. Active Magnetic Shielding (Field Cancellation). Available at: <http://www.emfservices.com/afcs.html> (accessed 10 September 2012).

4. Beltran H., Fuster V., García M. Magnetic field reduction screening system for a magnetic field source used in industrial applications. *9 Congreso Hispano Luso de Ingeniería Eléctrica (9 CHLIE)*, Marbella (Málaga, Spain), 2005, pp. 84-99.

5. Celozzi S., Garzia F. Active shielding for power-frequency magnetic field reduction using genetic algorithms optimization. *IEE Proceedings – Science, Measurement and Technology*, 2004, Vol.151, no.1, pp. 2-7. doi: 10.1049/ip-smt:20040002.

6. Shenkman A., Sonkin N., Kamensky V. Active protection from electromagnetic field hazards of a high voltage power line. *HAIT Journal of Science and Engineering. Series B: Applied Sciences and Engineering*, Vol. 2, Issues 1-2, pp. 254-265.

7. Celozzi S. Active compensation and partial shields for the power-frequency magnetic field reduction. *Conference Paper of IEEE International Symposium on Electromagnetic Compatibility*. Minneapolis (USA), 2002, Vol.1, pp. 222-226. doi: 10.1109/isemc.2002.1032478.

8. Shydlovskiy A.K., Rozov V.Yu. The system of automatic compensation of external magnetic fields of energy-objects. *Technical electrodynamic*, 1996, no.1, pp. 3-9. (Rus).

9. Rozov V.Y., Assyirov D.A. Method of external magnetic field active shielding of technical objects. *Technical electrodynamic. Thematic issue «Problems of modern electrical engineering»*, 2006, chapter 3, pp. 13-16. (Rus).

10. Kuznetsov B.I., Turenko A.N., Nikitina T.B., Voloshko A.V., Kolomiets V.V. Method of synthesis of closed-loop systems of active shielding magnetic field of power transmission lines. *Technical electrodynamic*, 2016, no.4, pp. 8-10. (Rus).

11. Kuznetsov B.I., Nikitina T.B., Voloshko A.V., Bovdyj I.V., Vinichenko E.V., Kobilyanskiy B.B. Experimental research of magnetic field sensors spatial arrangement influence on efficiency of closed loop of active screening system of magnetic field of power line. *Electrical engineering & electromechanics*, 2017, no.1, pp. 16-20. doi: 10.20998/2074-272X.2017.1.03.

12. Rozov V.Yu., Reutskiy S.Yu., Pyliugina O.Yu. The method of calculation of the magnetic field of three-phase power lines. *Technical electrodynamic*, 2014, no.5, pp. 11-13. (Rus).

Поступила (received) 15.12.2017

Кузнецов Борис Иванович¹, д.т.н., проф.,
Никитина Татьяна Борисовна², д.т.н., проф.,
Бовдуй Игорь Валентинович¹, к.т.н., н.с.,
Волошко Александр Валерьевич¹, к.т.н., н.с.,
Виниченко Елена Владимировна¹, к.т.н., м.н.с.,
Кобылянский Борис Борисович¹, к.т.н. доц.

¹ Государственное учреждение «Институт технических проблем магнетизма Национальной Академии Наук Украины», 61106, Харьков, ул. Индустриальная, 19, тел/phone +38 050 5766900, e-mail: kuznetsov.boris.i@gmail.com

² Харьковский национальный автомобильно-дорожный университет, 61002, Харьков, ул. Ярослава Мудрого, 25, e-mail: tatjana55555@gmail.com

B.I. Kuznetsov¹, T.B. Nikitina², I.V. Bovdyj¹, A.V. Voloshko¹, E.V. Vinichenko¹, B.B. Kobilyanskiy¹

¹ State Institution «Institute of Technical Problems of Magnetism of the NAS of Ukraine», 19, Industrialna Str., Kharkiv, 61106, Ukraine.

² Kharkiv National Automobile and Highway University, 25, Yaroslava Mudrogo Str., Kharkov, 61002, Ukraine.

Development and investigation of layout of active screening system of the magnetic field generated by group of overhead transmission lines.

Purpose. Development and field experimental research of layout of the single-circuit active screening system of the magnetic field generated by group of high voltage transmission lines in residential area is given. **Methodology.** Mathematical model of magnetic field, generated by group of high voltage transmission lines in residential area, based of the experimental values of magnetic field flux density in given points on the basis of optimization problem solving is improved. The objective of the synthesis of the single circuit active screening system is to determine their number, configuration, spatial arrangement, wiring diagrams and compensation cables currents, setting algorithm of the control systems as well as the resulting value of the magnetic flux density at the points of the protected space. Synthesis of the full-scale model of active screening system is reduced to the problem of multiobjective nonlinear programming with constraints in which calculation of the objective functions and constraints are carried out on the basis of the Maxwell equations solutions in the quasi-stationary approximation. The problem is solved by a stochastic multiswarm multi-agent particles optimization. **Results.** The single-circuit active screening system synthesis results for reduction of a magnetic field generated by group of high voltage transmission lines in residential area is given. Field experimental researches of the single-circuit active screening system of the magnetic field generated by group of high voltage transmission lines in residential area with various control algorithms is given. **Originality.** For the first time out the development and field experimental studies of the single-circuit active screening system of the magnetic field generated by group of high voltage transmission lines in residential area are carried out. **Practical value.** Practical recommendations on reasonable choice of the spatial arrangement of compensating cables of single-circuit active screening systems of the magnetic field generated by group of high voltage transmission lines is given. Results of field experimental investigations of the single-circuit active screening system of the magnetic field generated by group of high voltage transmission lines in residential area are given. References 12, figures 5.

Key words: overhead transmission lines, power frequency technogenic magnetic field, layout of single-circuit active screening system, field experimental investigations.

А.В. Беспрозванных, В.М. Золотарев, Ю.А. Антонец

ВЛИЯНИЕ ТОЛЩИНЫ ИЗОЛЯЦИИ ЗАЩИЩЕННЫХ ПРОВОДОВ ВЫСОКОВОЛЬТНЫХ ЛЭП НА ИХ ПРОПУСКНУЮ СПОСОБНОСТЬ ПО ТОКУ

Розроблено методику визначення оптимальної товщини поліетиленової зшитого і оксидної ізоляції для забезпечення найменшого теплового опору теплопередачі захищених і неізолюваних проводів. Обґрунтовано можливість застосування розробленої методики для оптимізації товщини ізоляції захищених проводів напругою 20 кВ. Показано можливість підвищення пропускної здатності за струмом на 20 % захищених проводів в порівнянні з неізолюваними дротами за рахунок оптимізації товщини їх ізоляції. Встановлено, що внутрішній перепад температури в зшитій поліетиленовій ізоляції на порядок менше в порівнянні з оксидною ізоляцією при однакових значеннях тангенса кута діелектричних втрат. Бібл. 12, табл. 3, рис. 5.

Ключові слова: неізолювані проводи, захищені проводи, зшита поліетиленова ізоляція, оксидна ізоляція, тепловий опір, оптимальна товщина ізоляції, тепловий баланс, ефективний коефіцієнт теплопередачі, пропускна здатність за струмом.

Разработана методика определения оптимальной толщины полиэтиленовой сшитой и оксидной изоляции для обеспечения наименьшего теплового сопротивления теплопередаче защищенных и неизолированных проводов. Обоснована применимость разработанной методики для оптимизации толщины изоляции защищенных проводов напряжением 20 кВ. Показана возможность повышения пропускной способности по току защищенных проводов на 20 % по сравнению с неизолированными проводами за счет оптимизации толщины их изоляции. Установлено, что внутренний перепад температуры в сшитой полиэтиленовой изоляции на порядок меньше в сравнении с оксидной изоляцией при одинаковых значениях тангенса угла диэлектрических потерь. Библ. 12, табл. 3, рис. 5.

Ключевые слова: неизолированные провода, защищенные провода, сшитая полиэтиленовая изоляция, оксидная изоляция, тепловое сопротивление, оптимальная толщина изоляции, тепловой баланс, эффективный коэффициент теплопередачи, пропускная способность по току.

Введение. Основным направлением технической политики при проектировании, строительстве и техническом перевооружении линий электропередачи (ЛЭП) является модернизация электрических сетей и повышение их энергоэффективности с целью увеличения пропускной способности и надежности, снижения потерь на основе инновационного подхода к развитию и модернизации действующего электросетевого комплекса [1]. Техническое переоснащение, реконструкция электрических сетей и их развитие должны осуществляться на отечественной нормативной базе с учетом рекомендаций Международной электротехнической комиссии и региональных особенностей относительно условий надежности и экологической безопасности с учетом реальной стоимости земель и максимального использования основных материалов и оборудования собственного производства.

Одним из основных направлений работы в области построения высоковольтных ЛЭП с повышенной пропускной способностью по току является создание новых типов проводов: высокотемпературных неизолированных на основе алюминиевых сплавов [2] и защищенных [3, 4]. Применение высокотемпературных проводов с повышенной пропускной способностью по току в два раза при увеличении стоимости, практически, на порядок, наиболее эффективно для высоковольтных ЛЭП класса напряжения 110 кВ и выше [2].

В качестве прогрессивной альтернативы стандартным неизолированным алюминиевым проводам для высоковольтных ЛЭП класса напряжения 6-110 кВ можно рассматривать защищенные провода (ЗП). Конструкция защищенного провода представляет собой одножильный многопроволочный проводник, покрытый защитной оболочкой [3, 4]. Проводник

изготавливается из алюминиевого сплава, защитный слой – из светостабилизированного сшитого полиэтилена. Допустимая длительная рабочая температура сшитой полиэтиленовой изоляции соответствует 90 °С [3, 4]. Рабочая температура неизолированных алюминиевых проводов не превышает 75 °С [5].

Применение ЗП обеспечивает повышение пропускной способности по току высоковольтных линий электропередачи в сравнении с неизолированными алюминиевыми проводами [3, 5] (табл. 1).

Таблица 1
Пропускная способность по току алюминиевых неизолированных и защищенных проводов на основе сшитой полиэтиленовой изоляции толщиной 2,3 мм высоковольтных ЛЭП напряжением 20 кВ
(температура окружающего воздуха 25 °С)

Сечение жилы S , мм ²	70	120	150	185	240
Длительный ток нагрузки неизолированного провода I , А	235	330	370	430	500
Длительный ток нагрузки ЗП I , А	310	430	485	560	600

Постановка проблемы. Длительный рабочий ток, протекающий по одножильному проводнику, определяется на основании теплового расчета [6] и зависит от: активного сопротивления жилы R_g , температуры жилы T_g и окружающей среды T_c , тепловых сопротивлений изоляции R_{is} и окружающей среды (воздуха) R_{oc} , мощности диэлектрических потерь в изоляции $P_d = U_f^2 \omega C \operatorname{tg} \delta$ [7]

$$I = \sqrt{\frac{T_g - T_c - P_d(R_{is} + R_{oc})}{R_g \cdot (R_{is} + R_{oc})}}, \quad (1)$$

где U_f – фазное напряжение, ω – круговая частота, C – собственная емкость провода, $\operatorname{tg} \delta$ – тангенс угла диэлектрических потерь изоляции.

© А.В. Беспрозванных, В.М. Золотарев, Ю.А. Антонец

Существующие методики расчета [4, 7] не учитывают влияние толщины изоляции на длительную токовую нагрузку проводов по значениям максимально допустимой рабочей температуры проводников (жил). Необходимость анализа влияния толщины сшитой полиэтиленовой изоляции на длительно допустимую рабочую температуру защищенных проводов является актуальной задачей, т.к. позволяет оптимизировать размеры провода.

Целью статьи является исследование влияния толщины изоляции защищенных проводов высоковольтных ЛЭП на их пропускную способность по току.

Методика расчета теплового баланса. Длительная рабочая температура провода при протекании номинального тока нагрузки определяется на основании уравнения теплового баланса между выделяемой P_v и отдаваемой P_{oid} мощностью [8]

$$P_v = P_{oid} \quad (2)$$

Мощность тепловыделения определяется тепловым сопротивлением изоляции R_{is} , температурой нагретой жилы T_g и температурой поверхности провода T_p [8]

$$P_v = \frac{T_g - T_p}{R_{is}} \quad (3)$$

Для провода, находящегося в воздухе, мощность отведенного тепла P_{oid} зависит от теплового сопротивления окружающего воздуха R_{oc} и температуры поверхности провода T_p и среды T_c [8]

$$P_{oid} = \frac{T_p - T_c}{R_{t0}} \quad (4)$$

Тепловое сопротивление изоляции R_{is} , тепловое сопротивление окружающего воздуха R_{oc} и общее тепловое сопротивление R_t определяются как [8]

$$R_{is} = \frac{1}{2\lambda} \ln\left(\frac{d_2}{d_{21}}\right), \quad R_{t0} = \frac{1}{\alpha_{ef} S_{is}}, \quad R_t = R_{is} + R_{t0}, \quad (5)$$

где λ – теплопроводность изоляции; $d_1, d_2 = d_1 + 2\Delta_{ins}$, $S_{is} = \pi d_2 l_{pr}$ – диаметр жилы, диаметр изолированного провода, толщина изоляции и поверхность охлаждения провода длиной l_{pr} соответственно; $\alpha_{ef} = \alpha_c + \alpha_{rad}$ – эффективный коэффициент теплоотдачи в окружающую среду за счет конвекции α_c и излучения α_{rad} [8, 9].

Оптимальная толщина изоляции для обеспечения минимального сопротивления теплопередаче. При расчетах учитывается наличие на поверхности неизолированного алюминиевого проводника естественной плотной пленки на основе оксида алюминия, предохраняющей его от дальнейшего контакта с воздухом. Толщина пленки составляет единицы – сотни нм в зависимости от срока эксплуатации и условий окружающей среды [9].

На рис. 1 приведены зависимости теплового сопротивления изоляции R_{is} (кривая 1), теплоотдачи в окружающую среду R_{oc} (кривая 2) и общего теплового сопротивления R_t (кривая 3) в зависимости от отношения диаметра изолированного провода d_2 к диаметру алюминиевой жилы d_1 : $K_{kp} = d_2/d_1$. Для ЗП с увеличением толщины сшитой полиэтиленовой изоляции Δ_{ins} при неизменном диаметре жилы d_1 тепловое со-

противление изоляции R_{is} возрастает (рис. 1,а, кривая 1 для $\lambda = 0,25$ Вт/м·К), а тепловое сопротивление R_{oc} окружающего воздуха – уменьшается (рис. 1,а: кривая 2 для $\alpha_{ef} = 17$ Вт/м²·К). Общее тепловое сопротивление R_t (кривая 3) имеет минимальное значение при пересечении кривых R_{is} и R_{oc} , соответствующее критическому (оптимальному) значению K_{kp} . При $K > K_{kp}$ тепловое сопротивление теплопередаче возрастает, при $K < K_{kp}$ – снижается. Критические значения K_{kp} равны 1,5 (рис. 1,а) и 70 (рис. 1,б) для защищенного провода из сшитой светостабилизированной полиэтиленовой изоляции и провода с оксидной изоляцией соответственно.

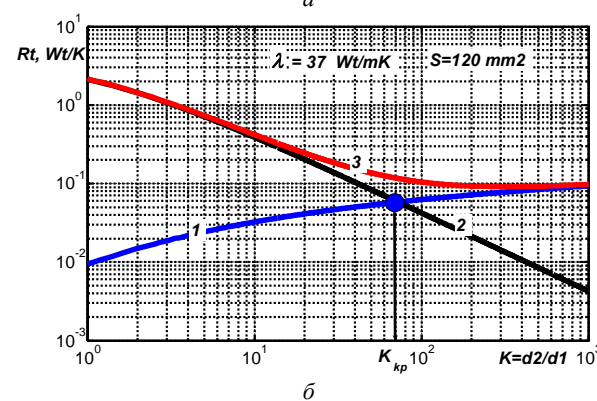
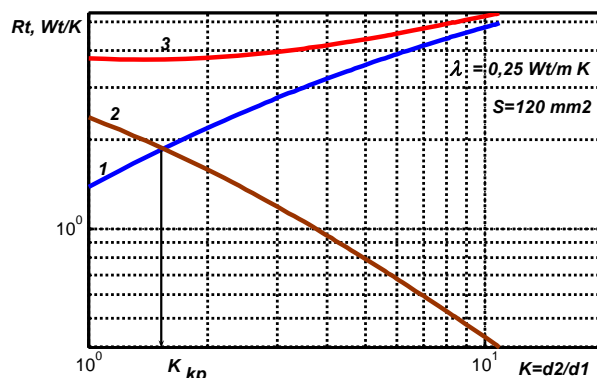


Рис. 1. К определению оптимальной толщины изоляции защищенного провода и провода с оксидной диэлектрической пленкой при сечении жилы 120 мм²

Толщина изоляции провода, соответствующая минимальному тепловому сопротивлению теплопередаче, является *оптимальной*. Для защищенного провода и провода с оксидной изоляцией оптимальная толщина изоляции равна $\Delta_{ins\ opt} = 3,2$ мм и 434 мм соответственно.

Критические значения K_{kp} для ЗП при соответствующих сечениях жилы равны: $K_{kp} = 1,9$ (70 мм²), $K_{kp} = 1,5$ (120 мм²), $K_{kp} = 1,5$ (150 мм²), $K_{kp} = 1,4$ (185 мм²), $K_{kp} = 1,2$ (240 мм²).

Влияние толщины изоляции на тепловую устойчивость защищенных проводов. На основании представленной методики выполнен тепловой расчет для длительно допустимой токовой нагрузки (см. табл. 1) защищенного и неизолированного проводов высоковольтной ЛЭП напряжением 20 кВ (табл. 2). На данном этапе расчета не учитывается мощность диэлектрических потерь P_d в изоляции. Эффективный

коэффициент теплоотдачи (рис. 2) определен с использованием критериального уравнения естественной конвекции и уравнения Стефана-Больцмана [8, 9].

Таблица 2

Влияние толщины изоляции на тепловую устойчивость ЗП высоковольтных ЛЭП напряжением 20 кВ

Сечение алюминиевой жилы S , мм ²				
70	120	150	185	240
Длительная токовая нагрузка I , А				
310	430	485	560	600
1. Температура окружающего воздуха 25 °С				
1.1. ЗП из сшитой светостабилизированной полиэтиленовой изоляции				
Температура алюминиевой жилы T_g , °С: в числителе – для оптимальной толщины изоляции, в знаменателе – на 33 % меньше оптимальной				
81/85	80/84	80/82	80/81	75/77
Температура поверхности провода T_p , °С: в числителе – для оптимальной толщины изоляции, в знаменателе – на 33 % меньше оптимальной				
75/80	75/80	75/77	75/77	75/76
1.2. Неизолированный алюминиевый провод				
Температура жилы T_g , °С: в числителе – для неизолированного, в знаменателе – с оксидной пленкой толщиной 100 нм				
105/105	95/95	92/92	90/90	82/82
2. Температура окружающего воздуха 30 °С				
2.1. ЗП из сшитой светостабилизированной полиэтиленовой изоляции				
Температура алюминиевой жилы T_g , °С: в числителе – для оптимальной толщины изоляции, в знаменателе – на 33% меньше оптимальной				
85/90	85/85	85/85	85/87	77/79
Температура поверхности провода T_p , °С: в числителе – для оптимальной толщины изоляции, в знаменателе – на 33 % меньше оптимальной				
80/85	80/85	80/82	80/82	76/78
2.2. Неизолированный алюминиевый провод				
Температура жилы T_g , °С: в числителе – для неизолированного, в знаменателе – с оксидной изоляцией толщиной 100 нм				
120/120	105/105	95/95	95/95	87/87

На рис. 2 представлены результаты расчета эффективного коэффициента теплоотдачи (рис. 2,а) и теплового сопротивления окружающей среды (рис. 2,б) защищенного и неизолированного провода с разными сечениями алюминиевой жилы. Увеличение поверхности охлаждения защищенного провода в сравнении с неизолированным проводом при одинаковых сечениях жилы приводит к уменьшению эффективного коэффициента теплоотдачи и теплового сопротивления (рис. 2,а,б): кривые 1 и 1' – для защищенного провода с сечением жилы 120 мм² и 150 мм², 2 и 2' – для неизолированного провода сечением 120 мм² и 150 мм² соответственно.

Результаты теплового расчета показывают, что защищенные провода, толщина изоляции которых на 33 % меньше оптимальной, обеспечивают пропускную способность по току при повышенной температуре окружающего воздуха 30 °С: температура жилы не превышает допустимую рабочую температуру сшитой полиэтиленовой изоляции (см. табл. 2, кривая 4 рис. 3,а).

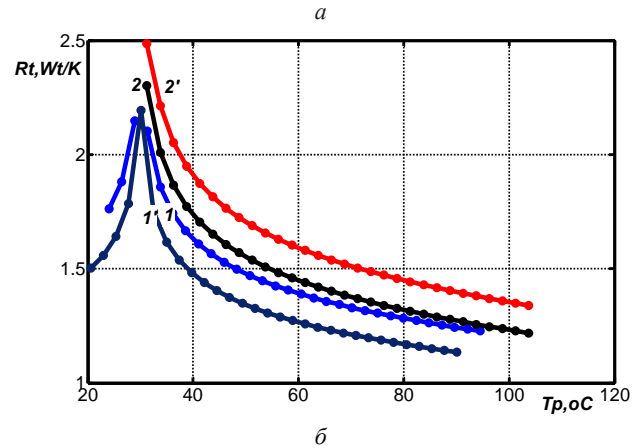
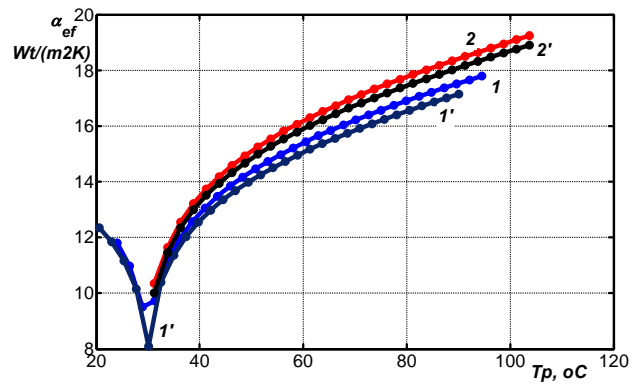


Рис. 2. Влияние поверхности охлаждения провода на температурные зависимости эффективного коэффициента теплоотдачи (а) и теплового сопротивления окружающей среды (воздуха) (б)

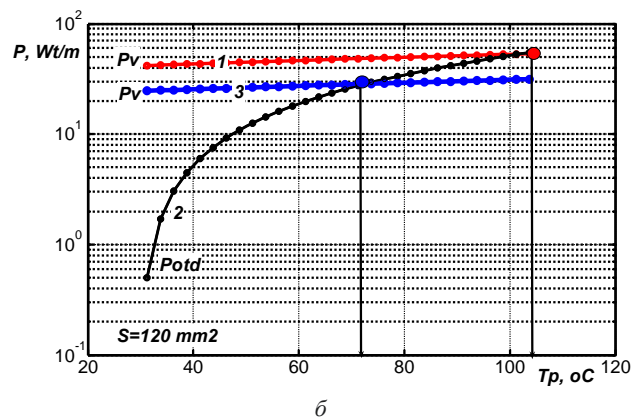
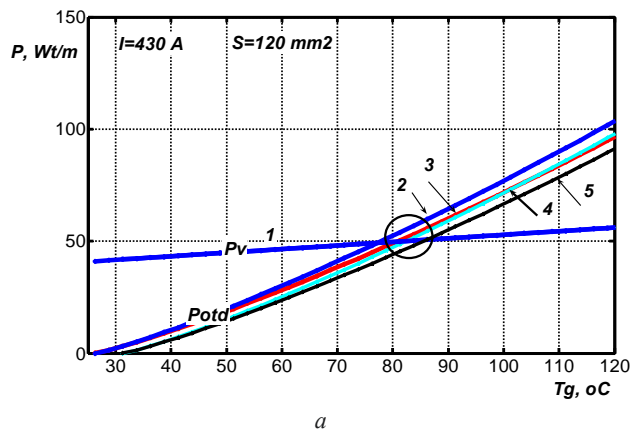


Рис. 3. Тепловой баланс в защищенном (а) и неизолированном (б) проводе

Уменьшение толщины сшитой полиэтиленовой изоляции позволяет уменьшить массо-габаритные размеры защищенного провода.

На рис. 3,а кривая 1 соответствует выделяемой мощности, кривые 2, 3, 4 и 5 – отдаваемой: кривые 2 и 4 соответствуют оптимальной толщине изоляции, кривые 3, 5 – на 33 % меньше оптимальной при температуре окружающего воздуха 25 °С (кривые 2, 3) и 30 °С (кривые 4, 5).

Температура жилы T_g неизолированных проводов превышает допустимую рабочую температуру на 30 °С – 45 °С (для провода сечением 70 мм²) и 7 °С – 12 °С (для провода сечением 240 мм²) (см. табл. 2 и рис. 3,б).

Наличие на поверхности голого провода оксидной пленки толщиной 100 нм не влияет на условие теплового баланса: температура на поверхности провода остается постоянной.

Требование к ограничению рабочей температуры неизолированных проводов обусловлено процессом возможного отжига холоднотянутых алюминиевых проволок, увеличением пластического удлинения и, как следствие, стрелы провисания. При токе нагрузки 430 А кривые отдаваемой P_{out} (кривая 2) и выделяемой P_v (кривая 1) мощности пересекаются в точке, соответствующей температуре 105 °С (рис. 3,б). Уменьшение тока нагрузки до 330 А, т.е. на 20 %, приводит к пересечению P_v (кривая 3) и P_{out} (кривая 2) в точке, соответствующей рабочей температуре 75 °С (рис. 3,б).

Влияние диэлектрических потерь в изоляции на пропускную способность по току защищенного провода. Внутренний перепад температуры в изоляции (см. (1)) $\Delta T_{ins} = P_d(R_{is} + R_{oc})$ определяется мощностью диэлектрических потерь $P_d = U_f^2 \omega C \operatorname{tg} \delta$, которая зависит от электрофизических характеристик изоляции: тангенса угла диэлектрических потерь изоляции и относительной диэлектрической проницаемости, определяющей емкость провода. Емкость одиночного фазного провода с изоляцией определяется на основе расчета электрического поля в кусочно-однородной среде методом вторичных источников [11], который сводится к решению системы линейных алгебраических уравнений (СЛАУ). Первые N_e строк СЛАУ вытекают из интегрального уравнения Фредгольма первого рода для потенциалов на поверхности токопроводящей жилы (электрода). Следующие N_d строк – из интегрального уравнения Фредгольма второго рода для скачков нормальной составляющей напряженности поля E_n , претерпевающих излом на границах раздела диэлектрических сред с относительными диэлектрическими проницаемостями ϵ_1 и ϵ_2 для выполнения условия: $\epsilon_1 \cdot E_{1n} = \epsilon_2 \cdot E_{2n}$. Форма записи объединенной СЛАУ имеет вид [12]

$$\bar{A} \cdot \bar{\sigma} = \bar{U}, \quad (6)$$

где $\bar{\sigma}$ – матрица-столбец неизвестных расчетных плотностей вторичных зарядов, Кл/м²; \bar{U} – матрица-столбец, первые N_e членов которой отражают заданные потенциалы узлов, лежащих на электроде, а остальные – равны нулю (потенциалы узлов, лежащих

на границе раздела диэлектрических сред); \bar{A} – квадратная матрица коэффициентов.

Общее число узлов (число неизвестных плотности заряда) равно: $N = N_e + N_d$. Решая СЛАУ (6) численным методом, определяется расчетная плотность (в вакууме) вторичных зарядов. Напряженность поля для поверхности электрода определяется расчетной плотностью зарядов $E_i = \sigma_i / \epsilon_0$ и для границ раздела

диэлектрических сред $E_i = \frac{\sigma_i}{2\epsilon_0} \left(1 + \frac{1}{\alpha}\right)$, где α – параметр, связанный с диэлектрической проницаемостью

смежных сред: $\alpha = (\epsilon_2 - \epsilon_1) / (\epsilon_2 + \epsilon_1)$ [12]. Истинная плотность σ' зарядов на поверхности жилы, которая изолирована диэлектриком с относительной диэлектрической проницаемостью ϵ_2 , больше в ϵ_2 раз [12]. Искомая емкость определяется как отношение истинного заряда к заданному фазному напряжению. Провода находятся в воздухе с диэлектрической проницаемостью $\epsilon_1 = 1$.

На рис. 4 показаны развертки напряженности электрического поля в зависимости от длины образующей SDL (SDL соответствует сокращению «sum of DL» – сумма множества участков малой длины) для ЗП и неизолированного провода напряжением 20 кВ с сечением жилы 120 мм². Кривая 1 – оптимальная толщина изоляции (3,2 мм) и кривая 2 – на 33 % меньше оптимальной (2,3 мм) для защищенного провода из сшитой полиэтиленовой изоляции: (относительная диэлектрическая проницаемость $\epsilon_2 = 2,3$). Кривая 3 – для провода с оксидной изоляцией толщиной 100 нм (относительная диэлектрическая проницаемость $\epsilon_2 = 9$: для сплошной оксидной пленки, получаемой, например, методом высоковольтного оксидирования, значение относительной диэлектрической проницаемости равно $\epsilon = 8-10$ на частоте 50 Гц). Участок I – распределение напряженности по поверхности жилы, участок II – по поверхности изоляции. Относительная диэлектрическая проницаемость в значительной степени влияет на распределение напряженности электрического поля (сравни кривые 1, 2 и 3, рис. 4): напряженность электрического поля на поверхности провода с оксидной пленкой на 30 % больше в сравнении с ЗП с изоляцией на основе сшитого полиэтилена.

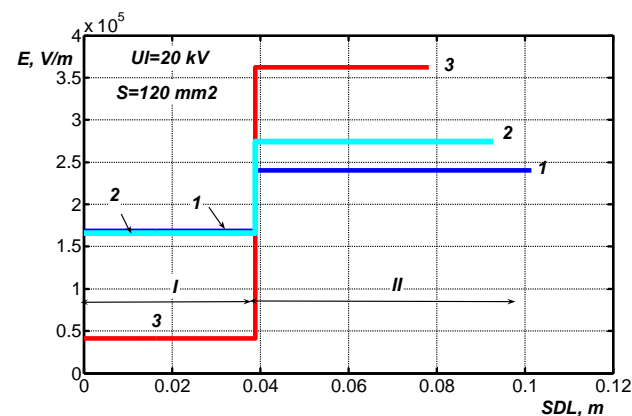


Рис. 4. Влияние относительной диэлектрической проницаемости и толщины изоляции на распределение напряженности электрического поля по поверхности провода

В табл. 3 приведены результаты расчета собственной емкости проводов для разных сечений и толщины изоляции.

Таблица 3

Влияние толщины изоляции на собственную емкость проводов высоковольтных ЛЭП напряжением 20 кВ

Сечение алюминиевой жилы S , мм ²				
70	120	150	185	240
1. Емкость защищенного провода C, пФ/м оптимальная толщина изоляции				
11,1	11,5	11,7	11,9	12,1
толщина изоляции на 33 % меньше оптимальной				
10,9	11,4	11,5	11,7	12,0
2. Емкость провода C, пФ/м толщина оксидной изоляции 100 нм				
10,5	11,0	11,3	11,5	11,8

Результаты расчетов показывают (рис. 5), что расположенные треугольником на расстоянии 50 см друг от друга соседние фазные защищенные провода приводят к уменьшению собственной емкости проводов: на 18 % – для провода в вершине треугольника ($C_1 = 9,7$ пФ/м); на 8 % – для двух других ($C_2 = 10,6$ пФ/м и $C_3 = 10,6$ пФ/м).

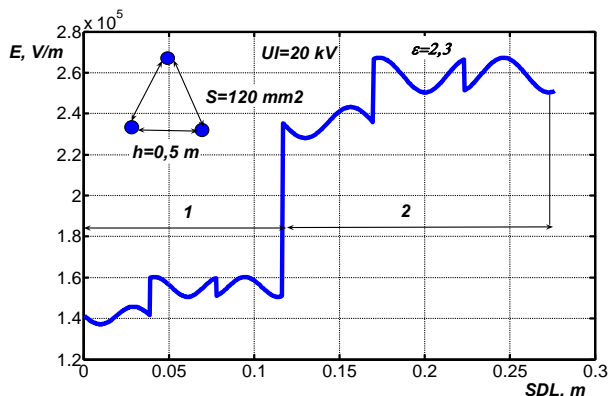


Рис. 5. Влияние рядом расположенных защищенных проводов на распределение напряженности электрического поля по поверхностям жил (кривая 1) и сшитой полиэтиленовой изоляции (кривая 2)

Мощность диэлектрических потерь в изоляции из сшитого полиэтилена составляет $0,5 \cdot 10^{-3}$ Вт/м, 0,005 Вт/м для значений $\text{tg} \delta = 0,1\%$ и 1% соответственно. Тепловое сопротивление провода равно $1 \text{ м}^{\circ}\text{C}/\text{Вт}$ при температуре жилы 90°C и окружающего воздуха 30°C (см. рис. 2,б). Внутренний перепад температуры в изоляции $\Delta T_{ins} = P_d(R_{is} + R_{oc})$ (см. формулу (1)) составляет $0,12\%$ и $1,2\%$ для соответствующих значений $\text{tg} \delta$ в сравнении с общим перепадом температуры между жилой и окружающим воздухом $\Delta T = T_g - T_c$. Для провода с оксидной изоляцией $\Delta T_{ins} = 10\%$ ($\text{tg} \delta = 1\%$), что обуславливает уменьшение допустимой токовой нагрузки в неизолированном проводе.

Выводы.

1. Впервые разработана методика определения оптимальной толщины полиэтиленовой сшитой и оксидной изоляции для обеспечения наименьшего теплового сопротивления теплопередаче защищенных проводов, применение которой позволяет повысить

пропускную способность по току проводов на 20 % по сравнению с неизолированными проводами.

2. Обоснована применимость разработанной методики для оптимизации толщины изоляции, как отдельных защищенных проводов различных типов, так и для высоковольтных ЛЭП на их основе, при условии ограничения минимального расстояния между фазными проводами ЛЭП на уровне 0,5 м.

3. Результаты выполненных исследований, при условии их соответствующего экспериментального обоснования, могут стать научной основой для создания нового класса компактных высоковольтных ЛЭП с повышенной пропускной способностью по току.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Стандарт підприємства. Технічна політика ДП «НЕК «УКРЕНЕРГО» у сфері розвитку та експлуатації магістральних та міждержавних електричних мереж / СОУ НЕК. – 20.261. – Київ, 2017. – 84 с.
2. Энергоэффективные провода нового поколения для ЛЭП / Каталог ООО «Сим-Росс-Ламифил». – 2014. – 26 с.
3. ДСТУ 4743:2007. Проводи самоутримні ізольовані та захищені для повітряних ліній електропередавання. Загальні технічні умови. – 2007. – 26 с.
4. Щербань А.А., Перетятко Ю.В., Золотарев В.В. Самонесущие изолированные и высоковольтные защищенные провода. – Институт электродинамики НАН Украины, Национальный технический университет Украины «КПИ», ЗАО «Завод «Южкабель», 2008. – 271 с.
5. Guide for qualifying high temperature conductors for use on overhead transmission lines / CIGRÉ TB 426. – 2010. – 44 p.
6. IEC 60287-1-1:2006 Electric cables – Calculation of the current rating – Part 1-1: Current rating equations (100 % load factor) and calculation of losses – General specifications.
7. Беспрозванных А.В., Набока Б.Г., Москвитин Е.С. Обоснование электрофизических характеристик полупроводящих экранов силовых кабелей высокого напряжения со сшитой изоляцией // Електротехніка і електромеханіка. – 2010. – №3. – С. 44-47. doi: 10.20998/2074-272X.2010.3.10.
8. Беспрозванных А.В., Набока Б.Г. Математические модели и методы расчета электроизоляционных конструкций. – Харків: НТУ «ХПИ». – 2012. – 108 с.
9. Carslaw H.S., Jaeger J.C. Conduction of heat in solids. – Second Ed. Clarendon Press, London. – 2003. – 510 p.
10. Hunter M., Fowle P. Natural and thermally formed oxide films on aluminium // Journal of the Electrochemical Society. – 1956. – vol.103. – no.9. – pp. 482-485. doi: 10.1149/1.2430389.
11. Набока Б.Г. Расчеты электростатических полей в электроизоляционной технике: учебное пособие для студентов электроэнергетических специальностей. – К: ИСДО, 1995. – 120 с.
12. Беспрозванных А.В. Сильное электрическое поле и частичные разряды в многожильных кабелях // Технічна електродинаміка. – 2010. – №1. – С. 23-29.

REFERENCES

1. Enterprise standard. Technical policy of SE «NEK» UKRENERGO» in the field of development and operation of in trunk and interstate electric networks. SOU NEC 20.261. Kyiv, 2017. 84 p. (Ukr).
2. Catalog of LLC «Sim-Ross-Lamifil». Energy-efficient wires of a new generation for power lines. 2014. 26 p. (Rus).
3. DSTU 4743: 2007. Provody samoutrimni izolovani ta zakhyshcheni dlia povitrianykh linii elektropredavannia. Zahalni tekhnichni umovy [State Standard of Ukraine DSTU 4743: 2007. Wires self-supporting insulated and protected for overhead transmission lines. General specifications]. Kyiv, 2007. 26 p. (Ukr).

4. Shcherba A.A., Peretyatko Yu.V., Zolotaryov V.V. *Samone-sushchie izolirovannye i vysokovol'tnye zashchishchennye provoda* [Self-supporting insulated and high-voltage protected wires]. Institute of Electrodynamics of the NAS of Ukraine, National Technical University of Ukraine «KPI», Private Joint-stock company Yuzhcable works Publ., 2008. 271 p. (Rus).
5. *Guide for qualifying high temperature conductors for use on overhead transmission lines*. CIGRÉ TB 426. 2010. 44 p.
6. IEC 60287-1-1:2006 Electric cables – Calculation of the current rating – Part 1-1: Current rating equations (100 % load factor) and calculation of losses. General specifications.
7. Bezprozvannykh G.V., Naboka B.G., Moskvitin E.S. Substantiation of electrophysical characteristics of high-voltage power cable semiconducting screens with stitched insulation. *Electrical engineering & electromechanics*, 2010, no.3, pp. 44-47. (Rus). doi: 10.20998/2074-272X.2010.3.10.
8. Bezprozvannykh G.V., Naboka B.G. *Matematicheskie modeli i metody rascheta elektroizoliatsionnykh konstruktiv* [Mathematical models and methods of calculation of electrical designs]. Kharkiv, NTU «KhPI» Publ., 2012. 108 p. (Rus).
9. Carslaw H.S., Jaeger J.C. *Conduction of heat in solids. Second Ed.* Clarendon Press, London, 2003. 510 p.
10. Hunter M., Fowle P. Natural and thermally formed oxide films on aluminium. *Journal of the Electrochemical Society*, 1956, vol.103, no.9, pp. 482-485. doi: 10.1149/1.2430389.
11. Naboka B.G. *Raschety elektrostatischeskikh polei v elektroizoliatsionnoi tekhnike: uchebnoe posobie dlia studentov elektroenergeticheskikh spetsial'nostei* [Settlements electrostatic fields in the insulating technique: a textbook for students of electric power specialties]. Kiev, IEDL Publ., 1995. 120 p. (Rus).
12. Bezprozvannykh A.V. High electric field and partial discharges in bundled cables. *Technical electrodynamics*, 2010, no.1, pp. 23-29. (Rus).

Поступила (received) 25.01.2018

Безпрозванных Анна Викторовна¹, д.т.н., проф.,
Золотарев Владимир Михайлович², д.т.н., проф.,
Антонец Юрий Афанасьевич², к.т.н.,

¹ Национальный технический университет
«Харьковский политехнический институт»,
61002, Харьков, ул. Кирпичева, 2,
тел/phone +380 57 7076010,
e-mail: bezprozvannykh@kpi.kharkov.ua

² ПАО «ЗАВОД ЮЖКАБЕЛЬ»,
61099, Харьков, ул. Автогенная, 7,
тел/phone +380 57 7545312,
e-mail: zavod@yuzhcable.com.ua, antonets@yuzhcable.com.ua

G.V. Bezprozvannykh¹, V.M. Zolotaryov², Y.A. Antonets²

¹ National Technical University «Kharkiv Polytechnic Institute»,
2, Kyrpychova Str., Kharkiv, 61002, Ukraine.

² Private Joint-stock company Yuzhcable works,
7, Avtogennaya Str., Kharkiv, 61099, Ukraine.

Effect of the thickness of insulation of protected wires of high-voltage overhead transmission lines to their current carrying capacity.

Introduction. The main direction of technical policy in the design, construction and technical re-equipment of transmission lines is the modernization of electrical networks and increase their energy efficiency in order to increase the throughput and reliability. **Problem.** Existing calculation methods do not take into account the influence of insulation thickness on the long-term current load of the wires according to the values of the maximum permissible working temperature of the conductors. **Purpose.** The investigation of the influence of insulation thickness of the protected wires of high-voltage electric transmission lines on their current carrying capacity. **Methodology.** The long operating temperature of the wire when the rated load current flows is determined based on the heat balance equation. **Results.** A method has been developed for determining the optimum thickness of polyethylene cross linked and oxide insulation to provide the lowest thermal resistance to the heat transfer of protected wires, the use of which allows increasing the current carrying capacity by 20 % compared to bare wires. It is shown that the internal temperature drop in cross linked polyethylene insulation is an order of magnitude smaller in comparison with the oxide insulation at identical values of the dielectric loss tangent. **Originality.** The calculations take into account the presence on the surface of a non-insulated aluminum conductor of a natural dense film based on aluminum oxide, which protects it from further contact with air. The capacitance of a single phase conductor with insulation is determined on the basis of the calculation of the electric field in a piecewise homogeneous medium by the method of secondary sources. References 12, tables 3, figures 5.

Key words: bare conductor, protected wire, cross-linked polyethylene insulation, oxide insulation, thermal resistance, optimal insulation thickness, heat balance, effective heat transfer coefficient, current carrying capacity.

V.M. Zolotaryov, M.A. Shcherba, R.V. Belyanin, R.P. Mygushchenko, I.M. Korzhov

ELECTROMECHANICAL TRANSIENT PROCESSES DURING SUPPLY VOLTAGE CHANGING IN THE SYSTEM OF POLYMER INSULATION COVERING OF THE CURRENT-CARRYING CORE OF ULTRA HIGH VOLTAGE CABLES

Aim. The article is devoted to the analysis of the electromechanical transient processes in a system of three frequency-controlled electric drives based on asynchronous motors that control current-carrying core motion, as well as to the study of the effect of such processes on the modes applying three-layer polymer insulation to the current-carrying core. *Technique.* The study was conducted based on the concepts of electromechanics, electromagnetic field theory, mathematical physics, mathematical modeling. *Results.* A mathematical model has been developed to analyze transients in an electromechanical system consisting of three frequency-controlled electric drives providing current-carrying core motion of ultra-high voltage cables in an inclined extrusion line. The coordination of the electromechanical parameters of the system drives has been carried out and the permissible changes in the supply voltage at the limiting mass while moving current-carrying core of ultra-high voltage cables with applied polymer insulation have been estimated. *Scientific novelty.* For the first time it is determined that with the limiting mass of the current-carrying core, the electromechanical system allows to stabilize the current-carrying core speed with the required accuracy at short-term decreases in the supply voltage by no more than 27 % of its amplitude value. It is also shown that this system is resistant to short-term increases in voltage by 32 % for 0.2 s. *Practical significance.* Using the developed model, it is possible to calculate the change in the configuration and speed of the slack current-carrying core when applying polymer insulation, depending on the specific mass of the current-carrying core per unit length, its tension at the bottom, the torque of the traction motor and the supply voltage to achieve stable operation of the system and accurate working of the set parameters. References 12, figures 7.

Key words: electromechanical transient processes, ultra-high voltage cable, mathematical modeling, frequency-controlled electric drives, polymer insulation covering.

Цель. Целью статьи является проведение анализа электромеханических переходных процессов в системе из трех частотно регулируемых электроприводов на базе асинхронных двигателей, которые управляют движением токопроводящей жилы, а также исследование влияния таких процессов на режимы нанесения на жилу трехслойной полимерной изоляции. *Методика.* Для проведения исследований использовались положения электромеханики, теории электромагнитного поля, математической физики, математического моделирования. *Результаты.* Разработана математическая модель, позволяющая анализировать переходные процессы в электромеханической системе, состоящей из трех частотно регулируемых электроприводов, обеспечивающих движение токопроводящей жилы сверхвысоковольтного кабеля в наклонной экструзионной линии. Проведено согласование электромеханических параметров приводов системы и выполнена оценка допустимых изменений напряжения питающей сети при предельной массе движущейся жилы сверхвысоковольтного кабеля с нанесённой на нее полимерной изоляцией. *Научная новизна.* Впервые определено, что при предельной массе токопроводящей жилы электромеханическая система позволяет стабилизировать скорость перемещения жилы с необходимой точностью при кратковременных уменьшениях питающего напряжения не более чем на 27 % от его амплитудного значения. Также показано, что данная система является устойчивой к кратковременному увеличению напряжения на 32 % в течение 0,2 с. *Практическое значение.* Использование разработанной модели позволяет рассчитывать изменение конфигурации и скорости движения провисающей токопроводящей жилы при нанесении на нее полимерной изоляции, в зависимости от удельной массы жилы на единицу длины, ее натяжения в нижней точке, момента тягового электродвигателя и величины питающего напряжения для достижения стабильной работы системы и точной отработки заданных параметров. Библ. 12, рис. 7.

Ключевые слова: электромеханические переходные процессы, сверхвысоковольтный кабель, математическое моделирование, частотно регулируемые электроприводы, нанесение полимерной изоляции.

Introduction. The modern phase of technological development for applying polymer insulation to current-carrying cores of power-driven cables is characterized by the use of adjustable AC electric drives. These drives are made on the basis of asynchronous motors with frequency control, which have high dynamic and energy performance. At the same time, when two or more adjustable drives are used in one system, the solution to the problem of their electrical and mechanical parameters coordination becomes much more complicated. When choosing the optimal structure of the control unit of the whole system, it becomes necessary to model complex electrodynamic processes, which now is most appropriate to implement using the Matlab/Simulink/Sim-PowerSystems package.

This approach helps to investigate the laws of frequency regulation and determine the most appropriate

system regimes for its stability, speed and other indicators [10]. When operating these drives systems, there is also the task of studying their operation stability when changing the supply network parameters, which is especially important in case of maximum mechanical loads of the drives and their power supply from the power supply system with a limited installed capacity of the servicing substation. The use of computer modeling to solve this type of problems makes it possible to significantly reduce the material costs and timing of such systems design.

This research provides an estimation of the operation stability of electromechanical system with vector control of frequency-controlled electric drives considering short-term changes in the supply network voltage. It is known [10] that the vector control advantages are the high accuracy of diagram optimization at a set speed, the preserva-

tion of the necessary torque magnitude at low rotational speeds, the smooth operation of the motor and the rapid reaction to load jumps due to the high dynamics of regulation. At the same time, the quantitative analysis of the stability and accuracy of the specified parameters optimization - motion speed and the torque shaft of the drive, are currently insufficiently studied.

The aim of the paper is to analyze the electromechanical transients in a system consisting of three frequency-controlled electric drives based on asynchronous motors that control the current-carrying core motion, as well as the effect of such processes on the modes of applying three-layer polymer insulation to the current-carrying core.

The paper studies such freelance regimes as the appearance of short-term voltage failures in the supplying three-phase network and short-term increases in this voltage. The study is carried out to coordinate the electromechanical parameters of the system two drives and to evaluate the permissible level of the voltage failure in the supply network at the limiting mass of the moving cable.

The material is based on the computer modeling results of electrical system that includes two induction motors with vector control, using the scientific statements presented in [7, 11]. Synthesis of the virtual model uses the tools of the Matlab / Simulink computer modeling software package [8], which contains special blocks and demonstration samples dealing directly with the elements and systems of the automated electric drive. The principles of constructing and exploring individual blocks of virtual models are presented in [6, 7], and the control systems of electric drives in the monograph [5].

Description of the inclined line. The inclined extrusion line (Fig. 1, *a*) is in the form of a metal vulcanization pipe, inside of which extrusion and vulcanization (cross-linking) of a polyethylene insulation layer as well as two polymeric semiconductive layers are applied on the current-carrying core of high-voltage and ultrahigh voltage cables. In such a line, the insulation of aluminum and copper current-carrying cores of power cables is made with a cross section of 35-2000 mm² for a voltage of 10-330 kV. The current-carrying core consists of many twisted and compacted current-carrying cores, which can be divided into 5-7 separately sealed and isolated sectors. A polymeric semiconductive layer 0.4-3 mm thick is applied to the current-carrying core, on which an insulating layer of high-quality polyethylene with a thickness of up to 28 mm and another layer of semiconductive polyethylene with a thickness of 0.4-3.5 mm are applied. All three layers are simultaneously applied by extrusion using a triple extrusion head and vulcanized in a vulcanization pipe of continuous vulcanization at 450 °C in a medium compressed to 16 atm. nitrogen in the gaseous state. This is necessary to ensure the insulation quality, namely to exclude the presence of conductive microcircuits larger than 50 μm and groups of closely located microinclusions [4, 12].

The cable current-carrying core with polyethylene insulation and semi-conductive shielding layers applied must move at a speed of 0.3-50 m/min inside the vulcanization pipe 172 m long. The motion is carried out as a result of the effort up to 4.5·10⁴ N electric drive No. 1 (Fig. 1, *b*).

The principle of line operation, its scheme is shown in Fig. 1 as follows. The current-carrying core wounded on the feeding device cylinder, is passed through the electric drive No. 1 through a triple extrusion head, into which polyethylene insulation melts and a semiconductive polymer are simultaneously fed. The head has three extruders of different capacities: the first (with the highest capacity) for applying a polyethylene insulation layer, and the second for forming semiconductive polymer layers.

In order for the liquid layer of molten polyethylene to be less displaced relative to the current-carrying core axis, a twisting mechanism is additionally applied. It twists the current-carrying core in the direction of its wires approximately at a pitch equal to one current-carrying core turn around its axis for 30 linear meters of its length. This makes it possible to obtain a cylindrical item with a crust of solidified polyethylene on its surface and avoid the displacement of the polymeric semiconducting and insulating layers relative to the current-carrying core axis, i.e. avoid the polymer layers eccentricity.

The possibility of such technology implementation is provided by a special configuration of the inclined vulcanization pipe. The initial part of the pipe, where the current-carrying core polymer layers are still sufficiently liquid, is practically vertical. Then the pipe bends and in its final part, where the current-carrying core polymer layers are sufficiently hardened, becomes almost horizontal. The bending and cross-section of the pipe are selected from the conditions of inadmissibility of touching its internal surface by polymeric layers of the current-carrying core with all changes in its cross-section, mass, polymeric layers thickness and linear displacement speed.

A current-carrying core with polymeric layers must move in the central part of the vulcanization pipe and can be considered as a heavy material thread. The angle α between the abscissa axis and the line connecting the beginning and the point with coordinates (x, y) , as is known from mechanics, can be determined from the expression:

$$\operatorname{tg} \alpha = \frac{gx}{H}, \quad (1)$$

where g is the weight of heavy material thread per unit length and H is the tension at the lowest point.

Since the manufacture of insulated cable standards of different cross-sections and at different voltages the value of g varies, the profile of the sag thread also varies:

$$y = \frac{1}{c} x^2, \quad (2)$$

where $c = H/g$ is sag constant.

From the equations given, it is clear that the sag constant c should be unchanged to keep the thread profile. Such profile invariance can be made by adjusting the tension force H and correspondingly adjusting the motor shaft of the drive No. 2 (Fig. 1, *b*), driving the track-type traction device at a constant technological speed V of the current-carrying core motion in the vulcanization pipe. The invariance of the current-carrying core speed is ensured by adjusting the torque of the traction motor. These relationships are the basis for the motion control system of the current-carrying core inside the vulcanization pipe, which bend is determined from the sagging equations of the current-carrying core as a material heavy thread.

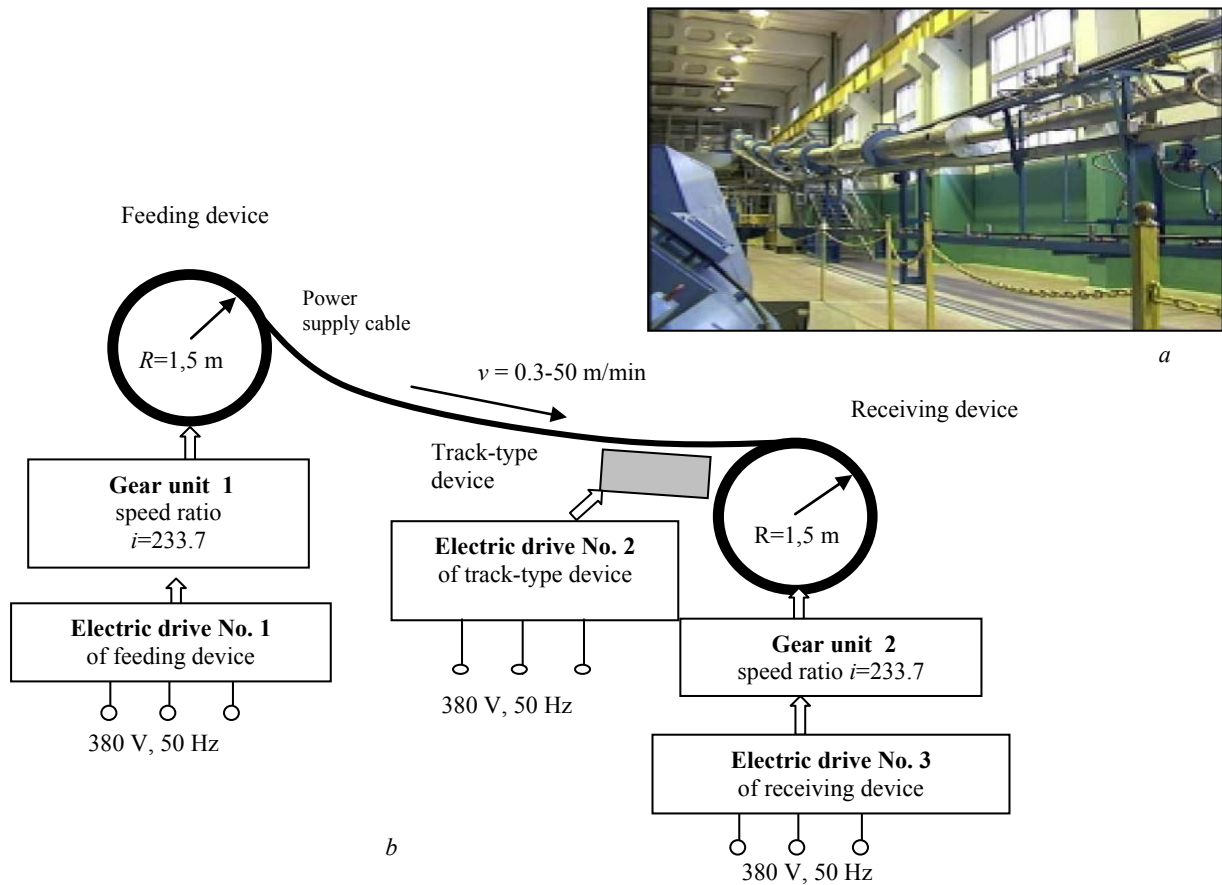


Fig. 1. Inclined extrusion line of applying and vulcanizing a polyethylene insulation layer and two semiconductive layers on current-carrying core of high and ultrahigh voltage cables, *a* – photo of PJSC «Yuzhcable Works» and *b* – its block diagram

Problem statement and the development of mathematical model of electromechanical system. The electromechanical system is studied. It is schematically shown in Fig. 1,*b* and contains three electric drives, based on asynchronous motors with vector control.

Drives No. 1 and No. 3 set in motion the cylinder of the feeding and receiving devices and ensure the cable motion at a constant speed V set by the technological conditions. Drive No. 2 sets in motion the track-type traction

device and provides the required cable tension H when it moves inside the vulcanization pipe. All drives are built based on direct control of the torque and flow of an asynchronous motor (DTC method), described in [1, 3, 9].

In this paper, as in [7], a mathematical model was developed using the Matlab / Simulink software package [8] to study the electromagnetic processes in electromechanical system shown in Fig. 1. This system model with two electric drives with vector control is shown in Fig. 2.

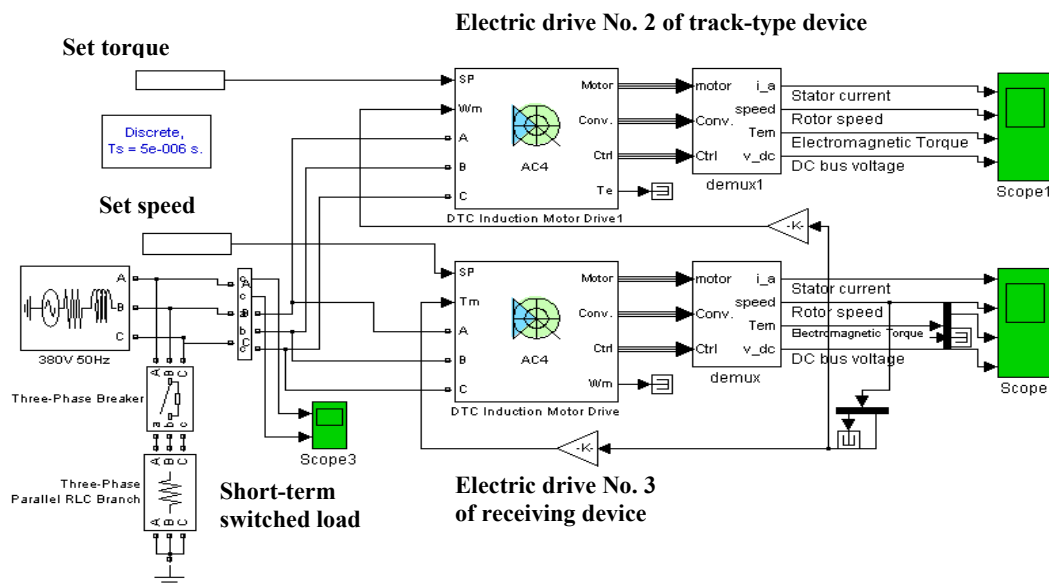


Fig. 2. Mathematical model of a system with two electric drives with vector control

In this model, the effect of two drives No. 1 and No. 3, providing a set speed of the cable motion, is replaced by the equivalent action of one drive, so a system consisting of two drives is considered in the modeling. The model has a drive's receiving device, providing a set speed of shaft rotation of the asynchronous motor, and, consequently, a set speed of cable pulling. Also, there is a drive of the track-type device No. 2, which creates a set torque on the motor shaft, and, consequently, a set tension of the cable. Both drives are connected to a three-phase power supply. To model a short-term voltage failure mode, an additional active three-phase load is connected to this source with a key. To visualize the calculation results, the blocks of virtual oscilloscopes *Display* of the *Simulink* package are used, the inputs of which are connected to the corresponding communication lines.

Each of the two drive units, as in [7], model the electric drive operation based on an induction motor with vector control. This model contains an uncontrolled three-phase rectifier, a three-phase inverter with pulse-width modulated current (PWM), an asynchronous motor, a speed controller and an inverter control unit. In order to avoid overvoltage at the rectifier output when the motor is switched on in the electric power generation mode, a special chopper block is located between the rectifier and the inverter, which provides the connection of a resistor shunting the storage capacitance when the voltage across the set value exceeds it. The block diagram of the drive realized by the DTC method is given in [2, 3, 8].

The asynchronous machine model is used and consisted of an electrical part represented by a fourth-order state space model and a mechanical part model in the form of a second-order system. All electric variables and machine parameters were driven to the stator.

The initial equations of the electrical part of the machine are recorded for a two-phase coordinate system (the d - q axis) and have the form:

$$V_{qs} = R_s i_{qs} + \frac{d}{dt} \varphi_{qs} - \omega \varphi_{ds}, \quad (3)$$

$$V_{ds} = R_s i_{ds} + \frac{d}{dt} \varphi_{ds} - \omega \varphi_{qs}, \quad (4)$$

$$V'_{qr} = R'_r i'_{qr} + \frac{d}{dt} \varphi'_{qr} + (\omega - \omega_r) \varphi'_{dr}, \quad (5)$$

$$V'_{dr} = R'_r i'_{dr} + \frac{d}{dt} \varphi'_{dr} - (\omega - \omega_r) \varphi'_{qr}, \quad (6)$$

$$T_e = 1,5(\varphi_{ds} i_{ds} - \varphi_{qs} i_{ds}), \quad (7)$$

where: $\varphi_{qs} = L_s i_{qs} + L_m i'_{qr}$, $\varphi_{ds} = L_s i_{ds} + L_m i'_{dr}$, (8, 9)

$$\varphi'_{qr} = L'_r i'_{qr} + L_m i_{qs}, \quad \varphi'_{dr} = L'_r i'_{dr} + L_m i_{ds}, \quad (10, 11)$$

$$L_s = L_{ls} + L_m, \quad L'_r = L'_{lr} + L_m. \quad (12, 13)$$

The mechanical part of the machine was described by two equations:

$$\frac{d}{dt} \omega = \frac{1}{J} (T_e - F\omega - T_m), \quad \frac{d}{dt} \theta = \omega. \quad (14, 15)$$

The following symbols are used in the equations: R_s , L_{ls} and R'_r , L'_{lr} are the resistance and inductance of stator and rotor scattering; L_m is the inductance of the magnetizing circuit; L_s , L'_r are the total inductances of the stator

and rotor; V_{qs} , i_{qs} and V'_{qr} , i'_{qr} are the projections of the stator and rotor stresses and currents on the q axis; V_{ds} , i_{ds} and V'_{dr} , i'_{dr} are the projections of the stator and rotor voltages and currents on the d axis; φ_{ds} , φ_{qs} and φ'_{dr} , φ'_{qr} are the projections of the stator and rotor flux linkages on the d and q axes; ω is the angular velocity of the rotor; θ is the angular velocity of the rotor; J is the rotor inertia torque; T_e is the motor electromagnetic torque; T_m is the static load moment; F is the friction coefficient.

This mathematical model has become the basis for the one developed in the *Simulink* and for the virtual model of the asynchronous machine used in this paper. A number of parameters were calculated from the machine's passport data on the basis of the method described in [6]. At that, the asynchronous motor RA160MA4 (11 kW, 1460 rpm) was used in the drive's receiving device, and RA132S2 (5.5 kW, 1455 rpm) was used in the drive of the tracked chassis.

The analysis of modeling results. Fig. 3 shows the timing diagrams of the main characteristics of the drive's receiving device for the studied time period – 2 s, corresponding to the start-up mode. The diagrams are in good agreement with the results given in [7]. The Fig. 3 shows the time-dependent current of the stator motor winding, the rotor speed, the electromagnetic torque on the motor shaft, and the reference voltage at the inverter input considering stable parameters of the supply network or network with infinitely large power.

Based on the modeling results, it can be noted that the current in the stator of the receiving device's motor changes in amplitude and frequency during start-up, and at the initial area the frequency is low and gradually increases as the motor accelerates. It is this trigger mode that is characterized by low energy consumption. The motor is monotonously accelerated to a set speed of 1200 rpm for a time equal to 1.35 s and then accurately reproduces this predetermined rotation frequency in the subsequent time interval.

At the next stage of the research, dynamic processes in the drives were modeled with a short-time increase during 0.4 s of the supply voltage from an amplitude value of 380 V to various values up to 500 V. Such a mode was modeled by connecting the drive to an additional voltage source of increased amplitude in a time point of 1.4 s (after reaching the steady state). The results of calculating these processes for the drive's receiving device are shown in Fig. 4.

Based on calculation results it follows that, although the inverter input voltage increases from 580 V to 800 V, rotor speed does not change. That is, the studied system of the two drives is stable to short-time increases in the input voltage in the wide range.

At the next stage, dynamic processes in the drives were modeled for a short-time (0.4 s) network voltage failure from the amplitude value u_0 to the value $u_0 - \Delta u$, with $\Delta u/u_0 = 0.54$. This mode was modeled by connecting to a power supply with a limited power of an additional three-phase load.

The calculating results of these processes for the drive's receiving device are shown in Fig. 5 for the phase voltage and in Fig. 6 for the stator current, the rotor speed, the electromagnetic torque and the inverter input voltage.

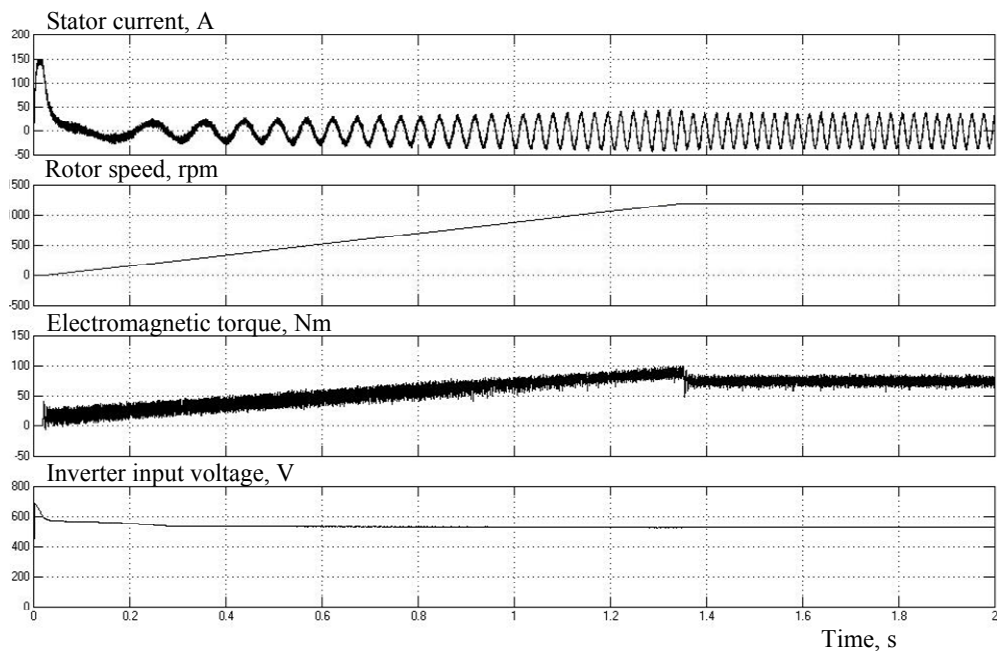


Fig. 3. Timing diagrams of the main characteristics of the drive's receiving device for a period of time corresponding to the start-up mode

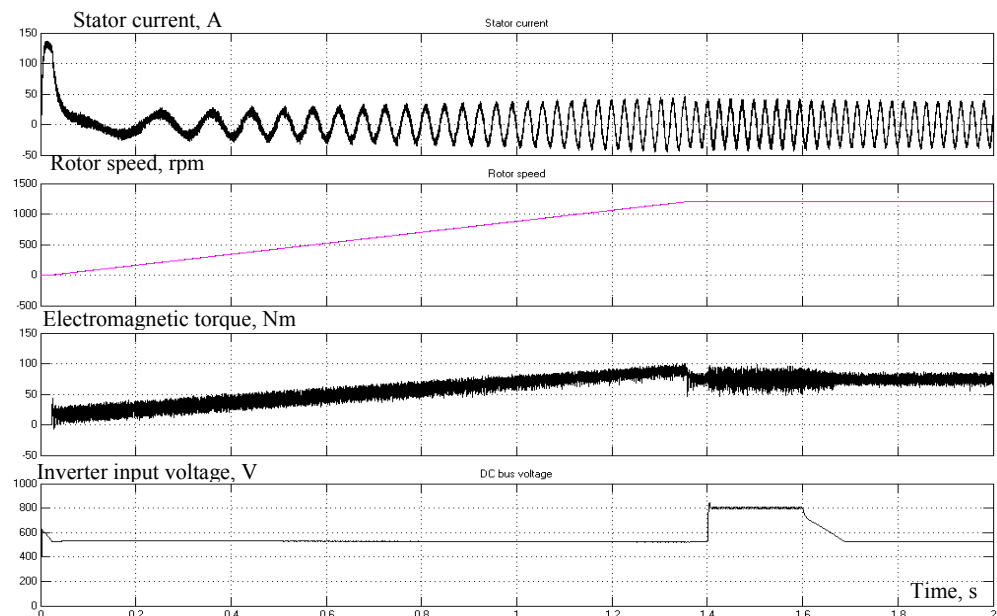


Fig. 4. Dynamic processes in the drive's receiving device at a short-term increase in the supply voltage

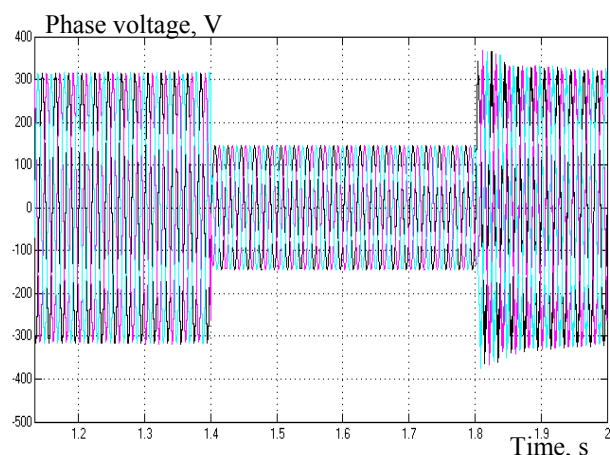


Fig. 5. Dependence of the phase voltage network on time

Fig. 6 shows that the voltage failure (time interval 1.4 – 1.8 s) at the inverter input decreases, current level in the stator motor winding decreases, but vector control system increases the electromagnetic torque in order to work at the set speed. It can be seen that with this voltage failure, the electromechanical system, despite the torque increase, cannot work at the set rotor speed, which decreases at the end of this time interval by an amount $\Delta n \approx 430$ rpm.

In order to obtain a quantitative dependence of the relative decrease in the rotor speed $\Delta n/n_0$ on the relative decrease in the network voltage $\Delta u/u_0$, calculations were carried out for different values of the load additionally connected to the network. These dependences are shown in Fig. 7.

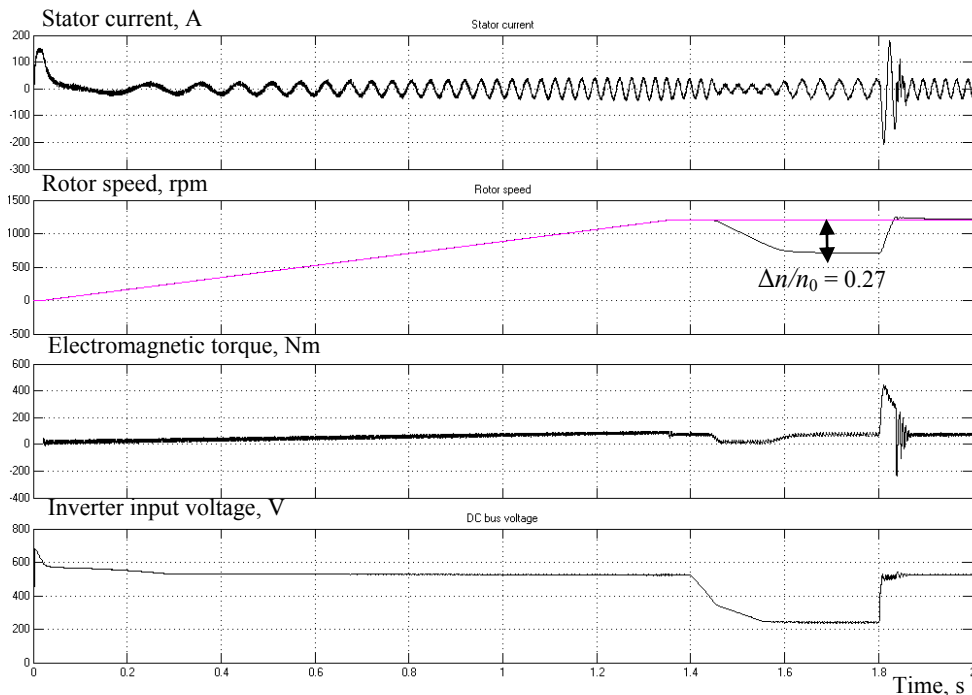


Fig. 6. Dynamic processes in the drive's receiving device at a short-term failure of the supply voltage

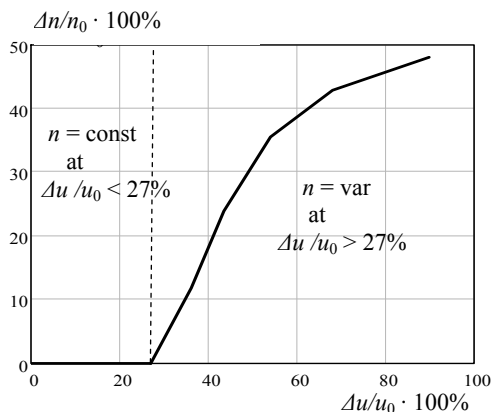


Fig. 7. Dependence of the relative decrease in the rotor speed $\Delta n/n_0$ of the electromechanical system on the relative decrease in the network voltage $\Delta u/u_0$

As can be seen from this figure, there is a threshold value for the voltage failure $\Delta u/u_0 \cdot 100\% = 27\%$, below which the drive ensures stabilization of the set speed with high accuracy. When this value is exceeded, the relative rotor speed $\Delta n/n_0$ increases, that is, the drive does not provide stabilization of the set speed. The obtained data on the threshold value of the voltage failure allow us to formulate the requirements for the parameters of power supply systems, taking into account their possible connection to additional power loads.

Conclusions.

1. A mathematical model has been developed to study the dynamic processes in the electromechanical system used in the production line for the extrusion coating of polyethylene insulation and semiconductive polymer layers on the current-carrying core of ultrahigh-voltage cables. The investigated system includes electric drives on the basis of frequency-controlled asynchronous motors and their load - moving current-carrying core with necessary speed and tension.

2. The coordination of electrical and mechanical parameters of the system is carried out and the analysis of its dynamic processes is made. It is determined that with a critical mass of the current-carrying core, the electromechanical system allows stabilizing the current-carrying core speed with the necessary accuracy at short-time failures in the supply voltage of no more than 27 % of its amplitude value. This is one of the basic requirements for the parameters of power supply systems, taking into account their possible connection to additional power loads.

3. It is also shown that this system is stable to a short-term voltage increase for 0.2 s from a value of 380 V to 500 V.

REFERENCES

1. Anuchin A., Shpak D., Aliamkin D., Briz F. Adaptive observer for field oriented control systems of induction motors. *57th International Scientific Conference on Power and Electrical Engineering of Riga Technical University (RTUCON)*, 2016, pp. 1-4. doi: 10.1109/RTUCON.2016.7763157.
2. Krause P.C., Wasynczuk O., Scott D.S. *Analysis of Electric Machinery and Drive Systems*. Wiley-IEEE Press, 2013. 680 p.
3. Trzynadlowski A. *Control of Induction Motors*. Academic Press, 2001. 225 p.
4. Bezprozvannykh A.V., Kessaev A.G., Shcherba M.A. Frequency dependence of dielectric loss tangent on the degree of humidification of polyethylene cable insulation. *Technical Electrodynamics*, 2016, no.3, pp. 18-24. (Rus).
5. German-Galkin S.G. *Matlab/Simulink. Proektirovanie mekhatronnykh sistem na PK* [Matlab/Simulink. Designing mechatronic systems on a PC]. St. Petersburg, Korona-Vek Publ., 2008. 368 p. (Rus).
6. German-Galkin S.G., Cardonov G.A. *Elektricheskie mashiny. Laboratornye raboty na PK* [Electric machines. Lab. work on a PC]. St. Petersburg: Korona print Publ., 2003. 256 p. (Rus).
7. Zolotaryov V.M., Shcherba A.A., Podoltsev A.D. Modelling of dynamic processes in electromechanical system for the control of superhigh-voltage cable movement in slant extrusion-type line. *Technical Electrodynamics*, 2010, no.3, pp. 44-51. (Rus).

8. Description of the application SimPowerSystems. Available at: www.mathworks.com (accessed 11 May 2017).

9. Peresada S.M. *Nelineinoe i adaptivnoe upravlenie v elektromekhanicheskikh sistemakh s vektorno-upravliaemyimi elektrodvigateliami*. Diss. dokt. techn. nauk [Nonlinear and adaptive control in electromechanical systems with vector-controlled electric motors. Doc. tech. sci. diss.]. Kyiv, 2007. 472 p. (Rus).

10. Pivnyak G.G., Volkov A.V. *Sovremennye chastotno-reguliruemye asinkhronnye elektroprivody s chastotno-impul'snoi moduliatsiei* [Modern frequency-controlled asynchronous electric drives with frequency-pulse modulation]. Dnipropetrovsk, NGU Publ., 2006. 468 p. (Rus).

11. Chermalykh V.M., Chermalykh A.V., Maidansky I.Ya. Investigation of the dynamics and energy parameters of an asynchronous electric drive with vector control by the virtual simulation method. *Bulletin of NTU «KhPI»*, 2008, no.30, pp. 41-45. (Rus).

12. Shcherba M.A., Podoltsev O.D. Electric field and current density distribution near water inclusions of polymer insulation of high-voltage cables in view of its nonlinear properties. *Technical Electrodynamics*, 2016, no.1, pp. 11-19. (Rus).

V.M. Zolotaryov¹, Doctor of Technical Science,
M.A. Shcherba², Candidate of Technical Science,
R.V. Belyanin¹,
R.P. Mygushchenko³, Doctor of Technical Science,
I.M. Korzhov³,
¹ Private Joint-stock company Yuzhcable works,
7, Avtogenynaya Str., Kharkiv, 61099, Ukraine,
phone +380 57 7545228, e-mail: zavod@yuzhcable.com.ua
² The Institute of Electrodynamics of the NAS of Ukraine,
56, prospekt Peremogy, Kiev-57, 03680, Ukraine,
phone +380 44 3662460, e-mail: m.shcherba@gmail.com
³ National Technical University «Kharkiv Polytechnic Institute»,
2, Kyrpychova Str., Kharkiv, 61002, Ukraine,
phone +380 57 7076116, e-mail: mrp1@ukr.net

Received 15.11.2017

Е.А. Чаплыгин, М.В. Барбашова, А.Ю. Коваль

ЧИСЛЕННЫЕ ОЦЕНКИ ЭЛЕКТРОДИНАМИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ В ИНДУКТОРНОЙ СИСТЕМЕ С ПРИТЯГИВАЮЩИМ ЭКРАНОМ И ПЛОСКИМ ПРЯМОУГОЛЬНЫМ СОЛЕНОИДОМ

Проведено чисельні оцінки та аналіз отриманих результатів для струмів і сил в досліджуваній індукторній системі з притягуючим екраном і прямокутним соленоїдом. Виявлено, що при зменшенні глибини вм'ятини в металі, амплітуда, збуджуваних електродинамічних зусиль, зростає. Аналіз показав, що значення сил відштовхування, інтегральне в часі, нижче сил притягання, що розвиваються. При досить низьких робочих частотах діючих полів, розглянута система працює, як інструмент магнітно-імпульсного притягання тонкостінних листових металів. Бібл. 8, рис. 7.

Ключові слова: магнітно-імпульсна обробка, індукторна система, притягуючий екран, прямокутний соленоїд, електродинамічні процеси.

Проведены численные оценки и анализ полученных результатов для токов и сил в исследуемой индукторной системе с притягивающим экраном и прямоугольным соленоидом. Выявлено, что при уменьшении глубины вмятины в металле, амплитуда, возбуждаемых электродинамических усилий, растёт. Анализ показал, что значение сил отталкивания, интегральное во времени, ниже развиваемых сил притяжения. При достаточно низких рабочих частотах действующих полей, рассмотренная система работает, как инструмент магнитно-импульсного притяжения тонкостенных листовых металлов. Библ. 8, рис. 7.

Ключевые слова: магнитно-импульсная обработка, индукторная система, притягивающий экран, прямоугольный соленоид, электродинамические процессы.

Введение. Развитие любой области современной промышленности ориентировано на ускоренное внедрение инноваций. Это касается и металлообрабатывающей области. Потребности общества также свидетельствуют о том, что необходимо способствовать большему развитию обрабатывающих производств. Магнитно-импульсная обработка металлов за последнее время стала достаточно распространенной в применении различных производственных операций [1, 2]. В связи с этим, актуально совершенствование систем и инструментов, которые повышают эффективность работы существующих устройств или же создание абсолютно новых для современного уровня развития МИОМ.

Анализ основных достижений и публикаций. Главной составляющей любой системы магнитно-импульсного притяжения тонкостенных металлических листов является индукторная система. Её совершенствование и является решением проблемы по увеличению эффективности инструментов магнитно-импульсной технологии. Для того чтобы получить высокую однородность возбуждаемого поля и сил в рабочей зоне инструмента МИОМ, были созданы индукторные системы с притягивающим экраном (в аббревиатуре – ИСПЭ). Принцип работы основан на взаимном притяжении проводников с одинаково направленными токами (закон Ампера) [3-6].

Цель работы – провести численные оценки электродинамических усилий в исследуемой «индукторной системе с притягивающим экраном» для определения эффективности силового притяжения.

Постановка задачи. Система ИСПЭ состоит из источника магнитного поля (плоского прямоугольного соленоида), вспомогательного проводящего экрана и объекта обработки. Поле соленоида возбуждает в экране и листовом металле однонаправленные вихревые токи Фуко. За счет жёстко зафиксированного экрана, притяжение испытывает лишь объект обработки. Силовое магнитно-импульсное воздействие приводит к вытягиванию заданного участка на его

поверхности. Рабочая зона рассматриваемой ИСПЭ – это область под ветвями параллельных токопроводов, то есть, заданный участок листового металлического объекта обработки, имеющий углубление (например, вмятину), который и подлежит деформированию (притяжению).

Исходные данные (рис. 1). Соленоид:

а) число витков в каждой ветви – $N = 10$;

б) ширина ветви – $(b - a) = 0,05$ мм;

в) ширина витка и межвитковой изоляции –

$$g = \frac{(b - a)}{2N - 1} \approx 0,0026 \text{ м};$$

г) внутреннее окно соленоида – $a = 0,025$ м;

д) ток в индукторе, генерируемый при разряде емкостного накопителя – $C = 1200$ мкФ с напряжением – $U_m \approx 2000$ В на частоте – $f = 1500$ Гц, принят равным – $J_m \approx 22620$ А (соответственно, линейная плотность возбуждающего тока – $j_m \approx 8,6 \cdot 10^6$ А/м).

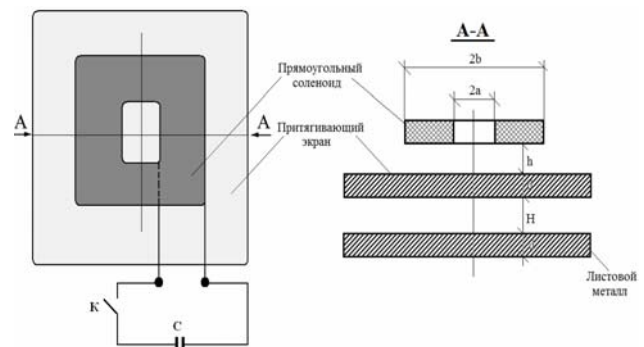


Рис. 1. Схематическое изображение ИСПЭ, C – емкость, K – коммутатор

Экран и листовой металл:

а) толщина – $d = 0,0075$ мм;

б) удельная электропроводность – $\gamma = 0,4 \cdot 10^7$ (Ом·м)⁻¹ (сталь).

Геометрия системы:

а) расстояние между рабочей поверхностью соленоида и экраном – $h = 0,0005$ м;

б) глубина вмятины – $H = 0,005$ м, ее длина – $D = 0,03$ м.

Расчётные соотношения:

а) из выражения, полученного в работе [7] получаем формулу для тока, индуцированного в экране:

$$j_e(\psi, y) = \left(\frac{J_m}{g} \right) \frac{(\mu_0 \gamma \omega d^2)}{2} \frac{dj_i(\psi)}{d\psi} \times \int_0^{\infty} f(x) e^{-x \frac{h}{d}} (1 - e^{-x}) \sin\left(x \frac{y}{d}\right) dx \quad (1)$$

где J_m – амплитуда тока в соленоиде, $\psi = \omega t$ фаза возбуждающего тока в импульсе, $j_i(\psi)$ – фазовая функция

тока в соленоиде, $f(x) = \frac{2}{\pi} \cdot \frac{1}{x^3} \int_0^{\infty} f(\alpha) \cdot \sin(\alpha) d\alpha$,

$f(\alpha)$ – функция поперечного распределения возбуждающего тока

$$f(\alpha) = \begin{cases} 1, & \alpha \in \left[\frac{a}{d}, \frac{b}{d} \right], \\ 0, & \alpha \notin \left[\frac{a}{d}, \frac{b}{d} \right], \end{cases}$$

$$f(x) = \frac{2}{\pi x^3} \cdot \left[\sum_{k=1}^N \cos\left(x \cdot \left(\frac{a}{d} + 2(k-1) \frac{g}{d} \right)\right) - \cos\left(x \cdot \left(\frac{a}{d} + (2k-1) \frac{g}{d} \right)\right) \right];$$

б) из соотношения полученного в работе [7] получаем формулу для тока, индуцированного в листовом металле:

$$j_{lm}(\psi, y) = \left(\frac{J_m}{g} \right) \frac{(\omega \mu_0 \gamma d^2)}{2} \frac{dj_i(\psi)}{d\psi} \times \int_0^{\infty} f(x) e^{-x \frac{(h+d+H)}{d}} (1 - e^{-x}) \sin\left(x \frac{y}{d}\right) dx \quad (2)$$

в) из соотношения работе [7] находим распределённую силу притяжения (сила Ампера),

$$F_{attr}(\psi, y) = \frac{\mu_0}{2\pi} \cdot j_e(\psi, y) \cdot j_{lm}(\psi, y) \cdot \frac{D}{H} \quad (3)$$

где D – размер (длина), H – глубина вмятины, $j_{e,lm}(\psi, y)$ – плотность тока, индуцированного в экране и листовом металле, соответственно формулам (1, 2);

г) сила отталкивания (сила Лоренца!), действующая на листовый металл, определяется из выражения работы [7]:

$$F_{rep}(\psi, y) = \frac{\mu_0}{2\pi} \cdot j_i(\psi, y) \cdot j_{lm}(\psi, y) \cdot \frac{D}{(h+d+H)} \quad (4)$$

где $j_i(\psi, y)$ – плотность тока в соленоиде,

$$j_i(\psi, y) = \begin{cases} \left(\frac{J_m}{g} \right) \cdot j_i(\psi), & \text{при } |y| \in [a, b], \\ 0, & \text{при } |y| \notin [a, b], \end{cases}$$

$j_i(\psi)$ – фазовая зависимость тока в соленоиде, $j_{lm}(\psi, y)$ – плотность тока, индуцированного в листовом металле, соответственно формуле (2);

д) амплитудное по фазе значение силы притяжения

$$F_{attr}^{max}(y) = F_{attr}(\psi, y) \Big|_{\psi=\psi_{max}} = \frac{\mu_0}{2\pi} \cdot j_e(\psi, y) \Big|_{\psi=\psi_{max}} \cdot j_{lm}(\psi, y) \Big|_{\psi=\psi_{max}} \cdot \frac{D}{H} \quad (5)$$

е) фазовая зависимость силы притяжения, усреднённой в поперечном измерении на интервале $y \in [-b, b]$

$$\bar{F}_{attr}(\psi) = \frac{1}{2b} \int_{-b}^b F_{attr}(\psi, y) dy \quad (6)$$

ж) амплитудное значение силы отталкивания

$$F_{rep}^{max}(y) = F_{rep}(\psi, y) \Big|_{\psi=\psi_{max}} = \frac{\mu_0}{2\pi} j_i(\psi, y) j_{lm}(\psi, y) \Big|_{\psi=\psi_{max}} \frac{D}{(h+d+H)} \quad (7)$$

з) фазовая зависимость силы отталкивания, усреднённой в поперечном измерении на интервале $y \in [-b, b]$

$$\bar{F}_{rep}(\psi) = \frac{1}{2b} \int_{-b}^b F_{rep}(\psi, y) dy \quad (8)$$

и) фазовая зависимость результирующей силы, найденной как фазовая суперпозиция сил отталкивания и притяжения, усреднённых в поперечном измерении по ширине ИСПЭ на интервале $y \in [-b, b]$

$$\bar{F}_{sum}(\psi) = \bar{F}_{attr}(\psi) + \bar{F}_{rep}(\psi) \quad (9)$$

Характерную фазовую зависимость возбуждающего аperiodического сигнала можно описать функцией вида [8]:

$$j_i(\psi) = \begin{cases} \sin \psi, & \psi \leq \frac{\pi}{2}, \\ \exp\left(-\beta \cdot \left(\psi - \frac{\pi}{2}\right)\right), & \psi \geq \frac{\pi}{2}, \beta \approx 0,75. \end{cases} \quad (10)$$

Кроме того, графические зависимости проиллюстрируем дополнительными усреднёнными численными оценками:

а) значение силы притяжения, усреднённой в поперечном измерении на интервале $y \in [-b, b]$ и по фазе $\psi \in [0, 2\pi]$

$$\bar{F}_{attr} = \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} \bar{F}_{attr}(\psi) d\psi = \frac{1}{(2\pi \cdot 2b)} \int_0^{2\pi} \int_{-b}^b F_{attr}(\psi, y) dy d\psi \quad (11)$$

б) значение силы отталкивания, усреднённой в поперечном измерении на интервале $y \in [-b, b]$ и по фазе $\psi \in [0, 2\pi]$

$$\bar{F}_{rep} = \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} \bar{F}_{rep}(\psi) d\psi = \frac{1}{(2\pi \cdot 2b)} \int_0^{2\pi} \int_{-b}^b F_{rep}(\psi, y) dy d\psi \quad (12)$$

в) значение результирующей силы (суперпозиция силы притяжения – Ампера и силы отталкивания – Лоренца), усреднённой в поперечном измерении на интервале $-y \in [-b, b]$ и по фазе $-\psi \in [0, 2\pi]$

$$\bar{F}_{\text{sum}} = \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} F_{\text{sum}}(\psi) d\psi = \frac{1}{(2\pi \cdot 2b)} \times \int_0^{2\pi} \int_{-b}^b F_{\text{sum}}(\psi, y) dy d\psi. \quad (13)$$

Отметим, что формула (13) иллюстрирует количественный рост эффективности магнитно-импульсного притяжения с учетом фазы протекающего процесса. Численные оценки могут усредняться по любому интересующему пространственному или фазовому интервалу. Например, при рассмотрении процессов в области непосредственно под отдельным токопроводом индуктора интервал усреднения – $y \in [a, (a+b)]$.

Результаты вычислений.

1. Электродинамические процессы в области под токопроводами прямоугольного соленоида ИСПЭ (рис. 2-7).

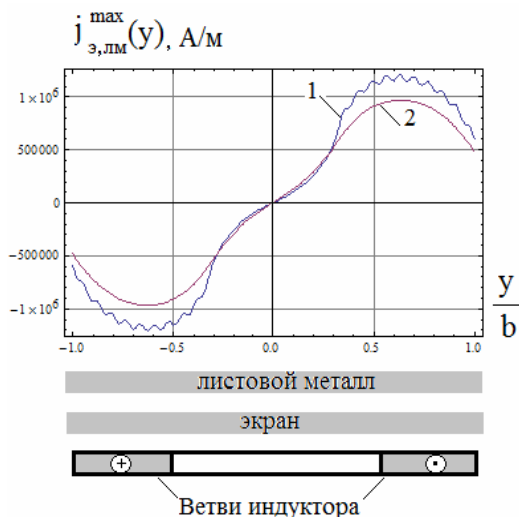


Рис. 2. Картина пространственного распределения индуцированных токов, 1 – металл экрана, 2 – листовой металл

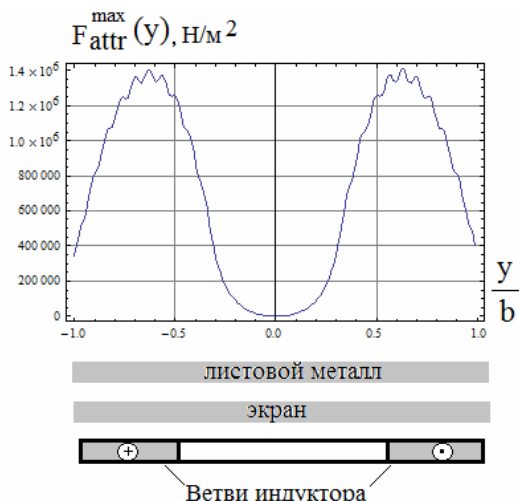


Рис. 3. Пространственная картина распределённой силы притяжения (Ампера), среднее значение на ширине ИСПЭ – $\bar{F}_{\text{attr}} \approx 0,78 \cdot 10^6 \text{ Н/м}^2$

При уменьшении глубины вмятины, практически пропорционально, растёт амплитуда возбуждаемых

электродинамических усилий. Так, при снижении глубины с 0,005 м до 0,002 м усилия возрастают более чем в ~ 2 раза.

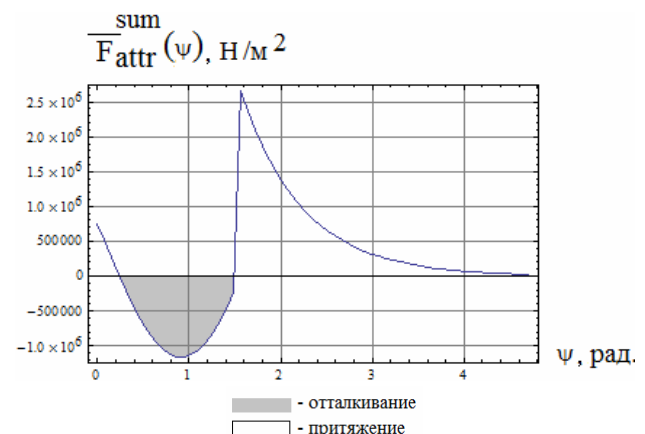


Рис. 4. Фазовая зависимость результирующей силы (суперпозиция Ампера и Лоренца), действующей на листовой металл в ИСПЭ, среднее значение за время действия – $\bar{F}_{\text{attr}}^{\text{sum}} \approx 0,245 \cdot 10^6 \text{ Н/м}^2$

Основные результаты вычислений сводятся к следующим положениям:

- расчётные данные являются интегральными показателями электродинамических процессов, характеризующими их протекание на всей площади индукторной системы, возбуждаемой многовитковым плоским прямоугольным соленоидом с амплитудой тока в обмотке ~ 22,6 кА при напряжении емкостного накопителя ~ 2 кВ и запасаемой энергией ~ 2,4 кДж;
- временные зависимости возбуждающего и индуцированного токов различны, что, в конечном итоге, является причиной осцилляции силы Лоренца, то есть появления интервалов отталкивания и притяжения;
- превалирование сил отталкивания над силами притяжения является кратковременным и имеет место исключительно в начальной фазе процесса силового воздействия;
- усреднение возбуждаемых сил по времени воздействия показывает более, чем на порядок (~15 раз) превышение притяжения над отталкиванием (притяжение – $\bar{F}_{\text{attr}} \approx 0,282 \cdot 10^6 \text{ Н/м}^2$, отталкивание – $\bar{F}_{\text{rep}} \approx -0,0182 \cdot 10^6 \text{ Н/м}^2$);
- в интеграле (усреднение по времени воздействия и пространственной переменной) рассмотренная ИСПЭ на всей своей площади обеспечивает магнитно-импульсное притяжение с силой – $\bar{F}_{\text{attr}}^{\text{sum}} \approx 0,245 \cdot 10^6 \text{ Н/м}^2$.

2. Токи и силы в области вмятины.

Геометрия области вмятины (принимаемой области силового воздействия): $D \times D \times H = 0,03 \text{ м} \times 0,03 \text{ м} \times 0,05 \text{ м}$.

Заданная область листового металла помещается под плоскостью токопроводов любой из ветвей прямоугольного соленоида, возбуждающего «индукторную систему с притягивающим экраном» (ИСПЭ).

Для принятой области силового воздействия усреднение по поперечной пространственной переменной выполняется в интервале $\psi \in [0, D]$.

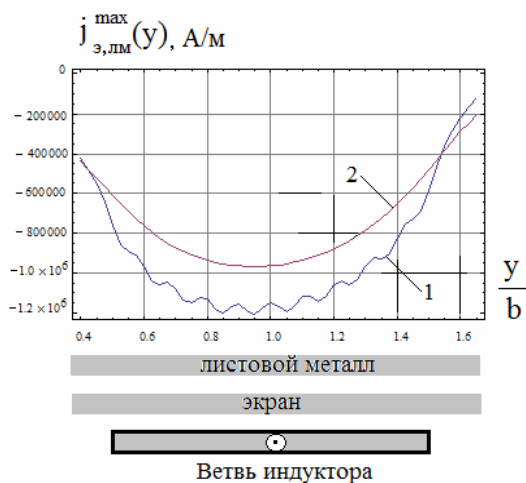


Рис. 5. Картина пространственного распределения индуцированных токов, 1 – металл экрана, 2 – листовой металл

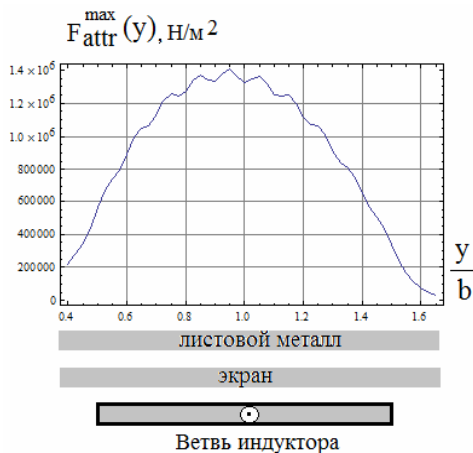


Рис. 6. Пространственная картина распределённой силы притяжения (Ампера), среднее значение на ширине ИСПЭ – $\bar{F}_{attr} \approx 0,92 \cdot 10^6 \text{ Н/м}^2$

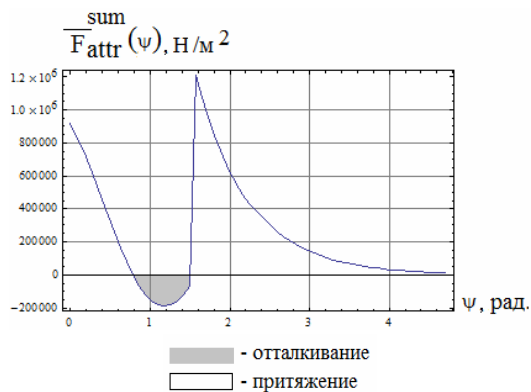


Рис. 7. Фазовая зависимость результирующей силы (суперпозиция Ампера и Лоренца!), действующей на листовой металл в ИСПЭ, среднее значение за время действия – $\bar{F}_{attr}^{sum} \approx 0,345 \cdot 10^6 \text{ Н/м}^2$

Обсуждение результатов вычислений:

- расчётные данные являются локальными показателями электродинамических процессов, характеризующими их протекание в области вмятины заданной геометрии, в отличие от предыдущих результатов, полученных для всей площади под обмоткой ИСПЭ;
- так же, как и ранее, превалирование сил отталкивания над силами притяжения является кратковре-

менным и имеет место исключительно в начальной фазе процесса силового воздействия;

- усреднение возбуждаемых сил по времени воздействия показывает значительное превышение притяжения над отталкиванием (притяжение – $\bar{F}_{attr} \approx 0,35 \cdot 10^6 \text{ Н/м}^2$, отталкивание – $\bar{F}_{rep} \approx -0,056 \cdot 10^6 \text{ Н/м}^2$);

- в интеграле (усреднение по времени воздействия и пространственной переменной) рассмотренная ИСПЭ на всей своей площади обеспечивает магнитно-импульсное притяжение с распределённой силой – $\bar{F}_{attr}^{sum} \approx 0,345 \cdot 10^6 \text{ Н/м}^2$;

- в целом, сравнение показателей электродинамических процессов в рассмотренных вариантах расчёта показывает приближённый рост в 1,3-1,5 раз силовых показателей в области принятой вмятины на поверхности листового металла по сравнению с аналогичными величинами для всей площади под обмоткой индуктора ИСПЭ.

Выводы.

1. В работе проведен численный анализ электродинамических процессов в индукторной системе с притягивающим экраном и источником магнитно поля – плоским прямоугольным соленоидом.

2. Численные оценки показали, что при уменьшении глубины вмятины, практически пропорционально, растёт амплитуда возбуждаемых электродинамических усилий.

3. Наибольшая эффективность силового притяжения имеет место для областей листового металла, размеры которых не превышают поперечных размеров ветвей обмотки возбуждающего соленоида.

4. Интегральное во времени значение сил отталкивания существенно ниже развиваемых сил притяжения (менее ~ 5 %).

5. В целом, при достаточно низких рабочих частотах действующих полей (~1500 Гц) рассмотренная «индукторная система с притягивающим экраном» работает как инструмент магнитно-импульсного притяжения тонкостенных листовых металлов. Локальные распределённые силы притяжения в области заданных участков (например, вмятин с ограниченными размерами!) при токе в индукторе ~ 22 кА могут достигать величин порядка ~ $0,345 \cdot 10^6 \text{ Н/м}^2$.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Батыгин Ю.В., Лавинский В.И., Хименко Л.Т., Импульсные магнитные поля для прогрессивных технологий. Том 1. Издание второе, переработанное и дополненное. Под общей ред. д.т.н., проф. Батыгина Ю. В. – Х.: МОСТ-Торнадо, 2003. – 284 с.
2. Yuriy V. Batygin, Sergey F. Golovashchenko, Andrey V. Gnatov. Pulsed electromagnetic attraction of sheet metals – fundamentals and perspective applications // Journal of Materials Processing Technology. – 2013. – vol.213. – no.3. – pp. 444-452. doi: 10.1016/j.jmatprotec.2012.10.003.
3. Psyk V., Risch D., Kinsey B.L., Tekkaya A.E., Kleiner M. Electromagnetic forming – A review // Journal of Materials Processing Technology. – 2011. – vol.211. – no.5. – pp.787-829. doi: 10.1016/j.jmatprotec.2010.12.012.
4. Gnatov A., Argun S. New method of car body panel external straightening. Tools of method // International Journal of Ve-

- hicular Technology. – 2015. – vol.2015. – pp. 1-7. doi: **10.1155/2015/192958**.
5. Batygin Yuri V., Sergey F. Golovashchenko, Andrey V. Gnatov. Pulsed electromagnetic attraction of nonmagnetic sheet metals // *Journal of Materials Processing Technology*. – 2014. – vol.214. – iss.2. – pp. 390-401. doi: **10.1016/j.jmatprotec.2013.09.018**.
6. Batygin Yu.V., Golovashchenko S.F., Gnatov A.V., Chaplygin E.A. Pulsed Electromagnetic Attraction Processes for Sheet Metal Components // *Proceedings of the 6th International Conference High Speed Forming 2014*. – May 26-29, 2014, Daejeon, Korea. – pp. 253-260.
7. Батыгин Ю.В., Чаплыгин Е.А., Шиндерук С.А., Гаврилова О.Е. Индукторная система с притягивающим экраном и плоским прямоугольным соленоидом // *Автомобильный транспорт*. – 2017. – №41. – С. 146-154.
8. Chitode J.S. *Signal an systems*. – Pune, India: Technical Publications, 2009. – 767 p.

REFERENCES

1. Batygin Yu.V., Lavinskiy V.I., Khimenko L.T. *Impul'snyye magnitnyye polya dlya progressivnykh tekhnologiy. Tom 1. Izdaniye vtoroye, pererabotannoye i dopolnennoye*. [Pulsed magnetic fields for advanced technologies. Vol.1. 2nd edition, revised and enlarged.] Kharkov, MOST-Tornado Publ., 2003. 284 p. (Rus).
2. Yuriy V. Batygin, Sergey F. Golovashchenko, Andrey V. Gnatov. Pulsed electromagnetic attraction of sheet metals – fundamentals and perspective applications. *Journal of Materials Processing Technology*, 2013, vol.213, no.3, pp. 444-452. doi: **10.1016/j.jmatprotec.2012.10.003**.
3. Psyk V., Risch D., Kinsey B.L., Tekkaya A.E., Kleiner M. Electromagnetic forming – A review. *Journal of Materials Processing Technology*, 2011, vol.211, no.5, pp.787-829. doi: **10.1016/j.jmatprotec.2010.12.012**.
4. Gnatov A., Argun S. New method of car body panel external straightening. Tools of method. *International Journal of Vehicular Technology*, 2015, vol.2015, pp. 1-7. doi: **10.1155/2015/192958**.
5. Batygin Yuri V., Sergey F. Golovashchenko, Andrey V. Gnatov. Pulsed electromagnetic attraction of nonmagnetic sheet metals. *Journal of Materials Processing Technology*, 2014, vol.214, iss.2, pp. 390-401. doi: **10.1016/j.jmatprotec.2013.09.018**.
6. Batygin Yu.V., Golovashchenko S.F., Gnatov A.V., Chaplygin E.A. Pulsed Electromagnetic Attraction Processes for Sheet Metal Components. *Proceedings of the 6th International Conference High Speed Forming 2014*, May 26-29, 2014, Daejeon, Korea, pp. 253-260.
7. Batygin Yu.V., Chaplygin E.A., Shinderuk S.A., Gavrilova O.E. Inductor system with attracting screen and rectangular solenoid. *Automobile Transport*, 2017, no.41, pp. 146-154. (Rus).
8. Chitode J.S. *Signal an systems*. Pune, India, Technical Publications, 2009. 767 p.

Поступила (received) 25.12.2017

Чаплыгин Евгений Александрович¹, к.т.н., доц.,
 Барбашова Марина Викторовна¹, к.т.н.,
 Коваль Анжелика Юрьевна¹, студент,
¹ Харьковский национальный автомобильно-дорожный университет,
 61002, Харьков, ул. Ярослава Мудрого, 25,
 тел/phone +380 57 7073727,
 e-mail: chaplygin.e.a@gmail.com; barbashova1987@gmail.com

E.A. Chaplygin¹, M.V. Barbashova¹, A.Yu. Koval¹
¹ Kharkiv National Automobile and Highway University,
 25, Yaroslava Mudrogo Str., Kharkov, 61002, Ukraine.

Numerical estimates of electrodynamics processes in the inductor system with an attractive screen and a flat rectangular solenoid.

Purpose. To carry out numerical estimates of currents and forces in the investigated inductor system with an attractive screen (ISAS) and determine the effectiveness of the force attraction. **Methodology.** The calculated relationships and graphical constructions were obtained using the initial data of the system: induced current in the screen and sheet metal; the distributed force of attraction (Ampère force); the repulsive force acting on the sheet metal (Lorentz force); amplitude values of the force of attraction and repulsion; phase dependence of the force of attraction, the repulsive force and the total resulting force. **Results.** The results of calculations in the form of graphical dependencies of electrodynamic processes in the region under the conductors of a rectangular solenoid of inductor system with an attracting screen are presented. The graphs of forces and currents in region of dent are obtained. In the paper the analysis of electrodynamics processes for whole area under the winding of inductor system with an attractive screen is shown. The flowing this processes in the region of dent a given geometry is presented. **Originality.** The considered inductor system with an attractive screen and a rectangular solenoid is improved, in comparison with the previous developed ISAS. It has a working area under the lines of parallel conductors in the cross section of a rectangular solenoid, and this allows to place a predetermined portion of the sheet metal anywhere within the working region. Comparison of the indicators of electrodynamics processes in the considered variants of calculation shows an approximate growth of almost 1.5 times the power indicators in the area of the accepted dent in comparison with similar values for the entire area under the winding of the ISAS. **Practical value.** The results obtained are important for the practice of real estimates of the excited forces of attraction. With a decrease in the dent, the amplitude of the electrodynamic forces being excited is growing proportionally (for example, when the depth decreases by 3 mm, the forces increase more than 2 times). The highest efficiency of force attraction is for sheet metal regions, the dimensions do not exceed the transverse dimensions of the winding branches of the exciting solenoid. References 8, figure 7.

Key words: magnetic-pulsed treatment, inductor system, attractive screen, rectangular solenoid, electrodynamic processes.

С.Г. Буряковський, А.С. Маслій, В.В. Панченко, Д.П. Помазан, І.В. Деніс

ДОСЛІДЖЕННЯ РЕЖИМІВ РОБОТИ ТЕПЛОВОЗА ЧМЕЗ НА ІМІТАЦІЙНІЙ МОДЕЛІ

Розроблено імітаційну модель тепловоза ЧМЕЗ, що складається з дизеля з регулятором кількості обертів колінчастого валу, тягового генератора постійного струму незалежного збудження та тягового електричного приводу. Проведено тестування роботи імітаційної моделі на профілі ділянки шляху Харків - Мерефа, при цьому основними обмеженнями є час руху, який для даного перегону не повинен перевищувати 45 хв., а також максимальна допустима швидкість, яка для вантажних потягів складає 80км/год. Отримана тривимірною поверхня, що показує залежність витрат палива локомотива від режиму ведення потяга машиністом при виконанні однакової роботи, тобто однакового часу руху по перегону. Бібл. 8, рис. 6.

Ключові слова: тепловоз, імітаційна модель, дизель, тяговий електропривод, профіль шляху, витрати палива, режим ведення поїзда.

Разработана имитационная модель тепловоза ЧМЭЗ, которая состоит из дизеля с регулятором числа оборотов колнчатого вала, тягового генератора постоянного тока независимого возбуждения и тягового электрического привода. Проведено тестирование работы имитационной модели на профиле участка пути Харьков - Мерефа, при этом основными ограничениями являются время движения, для данного перегона не должно превышать 45 мин., а также максимальная допустимая скорость, которая для грузовых поездов составляет 80км/ч. Получена трехмерная поверхность, которая показывает зависимость расхода топлива локомотива от режима ведения поезда машинистом при выполнении одинаковой работы, то есть одинакового времени движения по перегону. Библ. 8, рис. 6.

Ключевые слова: тепловоз, имитационная модель, дизель, тяговый электропривод, профиль пути, расход топлива, режим ведения поезда.

Вступ. Ефективне використання паливно-енергетичних ресурсів є однією з найважливіших задач, що стоять перед економікою України. Закон України «Про енергозбереження» визначає енергетичну ефективність економіки одним з головних стратегічних орієнтирів довгострокової державної енергетичної політики [1].

Залізничний транспорт є одним з найбільших споживачів енергоресурсів в країні. Енергетична ефективність в сучасних умовах є найважливішим фактором підвищення конкурентоспроможності українських залізниць на внутрішньому і міжнародному ринку транспортних послуг. У 2010 році постановою Кабінету Міністрів України була затверджена Транспортна стратегія України на період до 2020 року, метою якої, зокрема, є оптимізація енергоспоживання при безумовному виконанні послуг з перевезення вантажів і збереженні енергобезпеки компанії.

Основна частка витрат паливно-енергетичних ресурсів в компанії доводиться на тягу поїздів. Сьогодні це 82% всього обсягу споживання компанією електроенергії і 90% дизельного палива [2]. Тому і упор в енергозбереженні зроблений, передусім, на основний вид діяльності – перевізний процес. У зв'язку з цим питання підвищення енергоефективності є досить актуальним для залізниць та вимагає подальших досліджень.

Аналіз літературних даних та постановка проблеми. Проведений огляд [3] показує, що тепловози ЧМЕЗ складають 97 % усього парку маневрових локомотивів української залізниці. Окрім маневрової роботи на станціях ці тепловози часто використовуються для вивізної роботи, а також у приміському русі. В умовах запровадження швидкісного руху особливого значення набуває оптимізація режимів ведення даних типів поїздів ділянками. В умовах підвищення швидкості проходження ділянки слід не забувати про витрати паливно-енергетичних ресурсів.

Як зазначено у [4], умови роботи локомотива при веденні поїздів характеризуються безперервною зміною сили тяги і швидкості руху, до цього також ділянки шляху з недостатнім зчепленням. При цьому потужність локомотива залежить від багатьох обставин, вона змінюється в залежності від швидкості, що реалізується, вибраної позиції контролера машиніста та

ступеня ослаблення поля збудження. Ці обставини дозволяють реалізувати досить різноманітні режими керування тяговим рухомим складом, що часто відрізняються від прийнятих при тягових розрахунках і зазначених в режимних картах.

Для різних умов експлуатації раціональні режими водіння поїздів мають суттєві особливості. Це не дозволяє рекомендувати один режим ведення поїзда як оптимальний для всіх практично можливих умов руху по ділянці, оскільки навіть на одній і тій самій ділянці ці умови часто змінюються. Крім того, характеристики електричних машин і конкретних локомотивів в залежності від їх технічного стану можуть в певних межах відрізнятися від відповідних паспортних даних.

Все це створює труднощі при розробці та практичному використанні раціональних режимів водіння поїздів. Однак досвід показує, що навіть при наявності режимних карт і реалізації рекомендованих режимів водіння поїздів, технічно обґрунтованих для деяких середніх експлуатаційних умов, фактичні витрати електроенергії і палива у різних машиністів на одних і тих же ділянках різних, відхилення можуть бути як в більшу, так і в меншу сторону від встановленої норми (до 10%).

Виходячи з вищесказаного, можна зробити висновок, що дослідження режимів ведення поїзда ділянкою є дуже важливим. Найбільш прийнятним способом дослідження є імітаційне моделювання, тому що воно дає змогу отримати важливі статистичні дані з достатньою точністю [5].

Ціль та задачі дослідження. Метою роботи є дослідження різних режимів ведення поїзда тепловозом ЧМЕЗ на предмет їх оптимальності за показниками часу проходження ділянки та витрат палива.

Для досягнення поставленої мети необхідно:

- розробити імітаційну модель усіх складових елементів тепловозу, що приймають участь у створенні та реалізації сили тяги;
- обрати та змоделювати ділянку шляху, на якій буде виконуватись дослідження;
- визначити режими ведення поїзда та дослідити кожен з них.

© С.Г. Буряковський, А.С. Маслій, В.В. Панченко, Д.П. Помазан, І.В. Деніс

Викладення основного матеріалу. Дизель-генераторна установка разом з електричною частиною об'єкта дослідження складається з таких основних конструкційних елементів: пульта керування, дизеля з регулятором кількості обертів колінчастого валу, тягового генератора постійного струму незалежного збудження та тягового електричного приводу. Структурна схема такого об'єкта дослідження наведена на рис. 1.

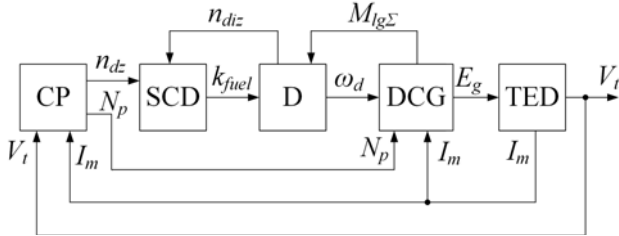


Рис. 1. Функціональна схема моделі тепловозу ЧМЕЗ: CP – пульт керування; SCD – регулятор кількості обертів дизеля; D – дизель; DCG – генератор постійного струму зі збуджувачем; TED – тяговий електропривод

Вхідними параметрами для блоку CP є швидкість поїзда V_t та струм двигуна I_m , від величин яких залежить номер позиції контролера машиніста N_p та задана кількість обертів дизелю n_{dz} , яка є вхідною величиною для блоку SCD. В залежності від n_{dz} та n_{diz} SCD визначає необхідну кількість палива k_{fuel} . На основі k_{fuel} та моменту навантаження M_{lgz} DCG отримує від D значення ω_d . Величина E_g , що є вхідним параметром блоку TED, розраховується DCG в залежності від N_p та I_m . На виході TED формується значення V_p .

Пульт машиніста CP тепловозу ЧМЕЗ має 8 позицій зміни напруги на тягових двигунах та дві позиції послаблення поля. На кожній позиції за допомогою автоматичних регуляторів підтримуються сталі значення частоти обертання колінчастого валу дизеля та напруги на клеммах збуджувача [6].

Змодельований пульт керування здійснює переключення позицій контролера машиніста в залежності від двох координат, а саме: струму двигунів та швидкості руху поїзда. Робота блоку, що моделює пульт, здійснюється за наступними умовами:

$$N_p = \begin{cases} N_p - 1 & \text{якщо } I_m > I_n \vee V_t > V_s \\ N_p & \text{якщо } I_m < I_n \wedge V_s - 5 \leq V_t \leq V_s \\ N_p + 1 & \text{якщо } I_m < I_n \wedge V_t < V_s - 5 \end{cases} \quad (1)$$

де N_p – номер позиції контролера машиніста, I_m – струм двигуна, I_n – номінальний струм двигуна, V_t – поточна швидкість руху поїзда, V_s – задана швидкість руху поїзда.

Для виключення можливості занадто частого переключення позицій аналіз необхідності переключення відбувається з інтервалом 1 с. Для виключення великої кількості переключень у сталому режимі, коли фактична швидкість близька до заданої, встановлена мертва зона у 5 км/год, у якій не відбувається переключень, а рух здійснюється на обраній раніше позиції.

Структурна схема, що реалізує умову (1), наведена на рис. 2, де PS – блок вибору позиції. Обраний номер позиції, також, перетворюється у задану частоту обертів дизеля n_{dz} .

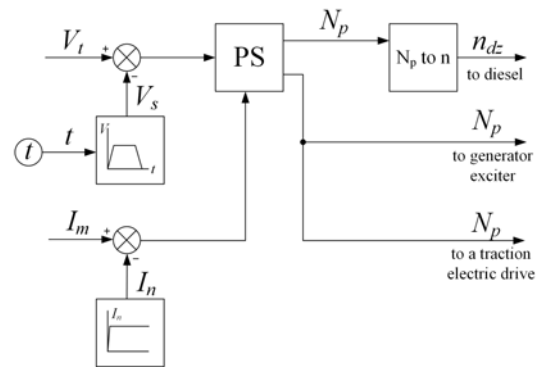


Рис. 2. Структурна схема моделі пульта керування

Усі дизелі за характером своєї роботи дуже чутливі до зміни навантаження. Збільшення навантаження на дизель викликає зниження частоти обертання колінчастого валу («просадку обертів»), що може призвести до зупинки дизеля, а зменшення навантаження супроводжується різким зростанням частоти обертання валу, тобто дизель може піти у «рознос» [7].

Для підтримання постійної частоти обертання валу в умовах змінного навантаження на дизель потрібен спеціальний регулятор, що автоматично керує паливними насосами. Встановлений на дизелі K6S310DR відцентровий всережимний регулятор непрямої дії захищає його від перевантаження, виконуючи функції регулятора потужності. Об'єднаний регулятор можна представити як ПІ-регулятор швидкості обертання колінчастого валу дизеля, вихідною величиною якого є кількість палива, що необхідно подати до циліндру.

В основу імітаційної моделі дизеля покладена індикаторна діаграма його роботи. Процеси, що відбуваються в циліндрах поршневого двигуна, можуть бути зображені у вигляді індикаторної діаграми. Індикаторна діаграма – це графічне відображення зміни тиску газу в циліндрі поршневого двигуна в залежності від переміщення поршня або кута повороту кривошипу [8]. Для дизеля K6S310DR розрахована та побудована індикаторна діаграма його роботи. Індикаторна діаграма побудована у вигляді залежності зміни тиску P у циліндрі двигуна від зміни об'ємів V під час переміщення поршня.

Для моделі дизелю користування діаграмою у осях P та V є досить незручним, тому наведену діаграму перетворено у діаграму в осях F та S , де F – сила, що діє на поршень, S – переміщення поршня. Діаграма залежності сили, що діє на поршень від переміщення наведена на рис. 3.

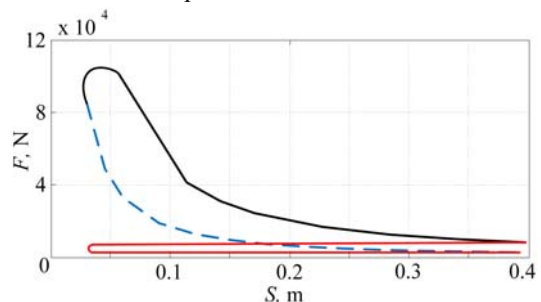


Рис. 3. Діаграма роботи дизеля K6S310DR

На тепловозі встановлений генератор, що є десятиполюсною машиною постійного струму з незалеж-

ним збудженням. Живлення незалежної обмотки збудження генератора здійснюється від збуджувача – машини постійного струму, що об'єднана валом із допоміжним генератором.

Блок, що моделює тяговий електропривод включає в себе, окрім тягового електродвигуна, блоки, що моделюють рух потяга ділянкою та гальмування потяга.

Модель блоків опору руху поїзда виконана за емпіричними формулами для локомотива та вагонів. У якості профілю шляху використаний профіль ділянки Харків – Мерефа. Вхідним параметром для блоку вибору ухилу є шлях, що пройшов потяг, який отримується шляхом інтегрування швидкості руху поїзда.

Вхідними змінними для роботи блоку гальмування є задана швидкість V_s , поточна швидкість потяга V_t та номер позиції контролера машиніста тепловоза N_p . Для виключення режиму, при якому відбувається гальмування з працюючими тяговими двигунами, виконується перевірка поточного положення ручки контролера машиніста. Якщо положення ненульове, то гальмування не відбувається.

Тестування роботи імітаційної моделі проводилось при параметрах, що наведені вище. При цьому основними обмеженнями були час руху, який для перегону Харків – Мерефа не повинен перевищувати 45 хв., а також максимальна допустима швидкість, яка для вантажних потягів складає 80 км/год. З урахуванням цього існує можливість використовувати різні інтенсивності розгону потяга з подальшим утриманням середньої швидкості по перегону. На рис. 4 представлено два види тахограм руху потяга.

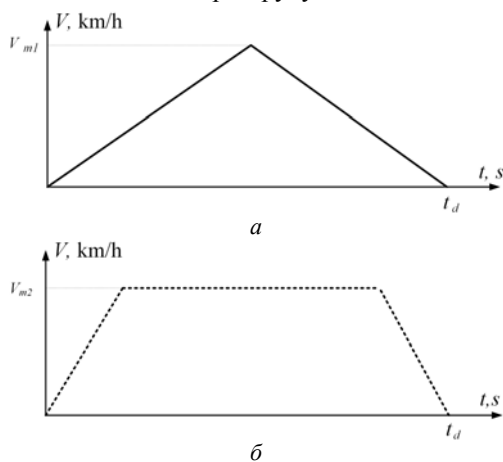


Рис. 4. Різновиди тахограм розгону поїзда:
а – трикутна; б – трапецієдальна

На показаних тахограмах t_d – це час руху по перегону, який для двох тахограм мають однакові значення. Зміна інтенсивності розгону потяга приводить до зміни максимальних швидкостей, що на приведених діаграмах представлені як V_{m1} , V_{m2} . В програмному комплексі Matlab за допомогою m-файла була написана підпрограма, в якій проводився розрахунок інтенсивності розгону та гальмування потяга від заданої максимальної швидкості при умові дотримання часу руху по перегону. При дослідженні роботи потяга на імітаційній моделі задавались тахограми з максимальними швидкостями в інтервалі 40-80 км/год з кроком 10 км/год. На рис. 5 показані осцилограми роботи маневрового тепловозу з 10 вагонями, при максимальній швидкості 60 км/год.

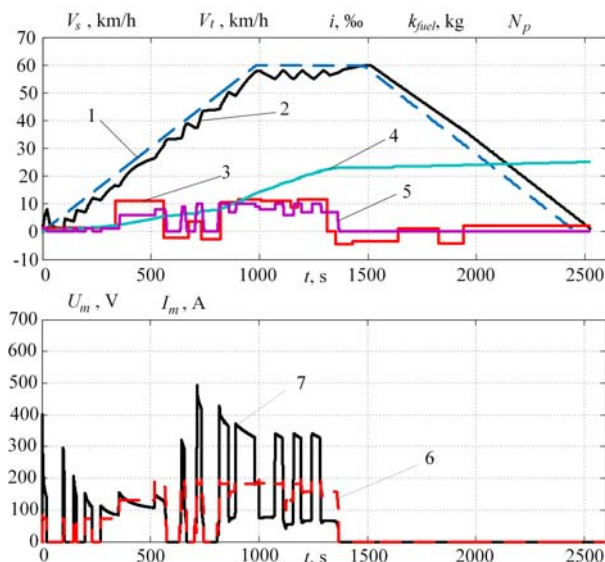


Рис. 5. Осцилограми роботи локомотива при максимальній швидкості 60 км/год: 1 – задана тахограма; 2 – реальна швидкість потяга; 3 – профіль шляху; 4 – витрати палива; 5 – номер позиції контролера машиніста; 6 – напруга на тяговому двигуні; 7 – струм тягового двигуна

На отриманих осцилограмах кривою 3 показано процес набору позицій, який змінюється при різних величинах максимальної швидкості. Кожній позиції відповідає зміна напруги на тягових двигунах (крива 6) та величини струму (крива 7) в них, яка обмежувалась на рівні 600 А. На графіках просліджується тенденція зростання витрати палива при збільшенні максимальної швидкості, що потребує більш детального дослідження. Змінюючи максимальну швидкість трикутної діаграми в діапазоні 70-95 км/год з кроком 5 км/год були отримані результати, які представлені у вигляді тривимірної поверхні (рис. 6).

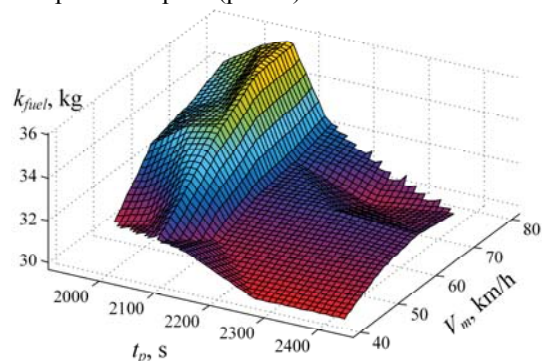


Рис. 6. Зміна витрат палива в залежності від максимально швидкості заданої діаграми

Отримана поверхня підтверджує залежність витрат палива локомотива від режиму ведення потяга машиністом (від часу роботи локомотива на певній позиції та інтенсивності переходу з позиції на позицію) при виконанні однакової роботи, тобто однакового часу руху по перегону. Найменші витрати палива, а саме 29-31 кг мають місце при встановленні максимальної швидкості на рівні 40-50 км/год. А тому існує необхідність в оптимізації заданої тахограми ведення поїзда та розробці системи автоматичного керування з використанням регулятора швидкості, який би більш точно відпрацьовував таку тахограму.

Висновки. Розроблена імітаційна модель тепловозу ЧМЕЗ, яка складається з пульта керування, дизе-

ля з регулятором кількості обертів колінчастого валу, тягового генератора постійного струму незалежного збудження та тягового електричного приводу з двигунами постійного струму послідовного збудження. Розроблений алгоритм, що імітує роботу машиніста, тобто здійснює переключення позицій контролера та керує гальмами. В основу моделювання дизеля покладена індикаторна діаграма його роботи, що апроксимована неперервними залежностями. Отримана імітаційна модель дає змогу отримати важливі статистичні дані для проведення аналізу режимів ведення поїзда.

Проведений ряд досліджень режимів при зміні тахограми швидкості. Змінюючи максимальну швидкість трикутної діаграми в діапазоні 70-95 км/год з кроком 5 км/год отримані осцилограми роботи тепловоза з постійним завантаженням на реальній ділянці шляху Харків – Мерефа.

З осцилограм видно, що струм при русі ділянкою був нижче, ніж номінальний, і у пікових режимах досягав 500А. Час проходження ділянки із заданим темпом розгону та обмеженням швидкості на рівні 60 км/год склав 2530 с.

До моделі включений блок, що обчислює витрати палива тепловозом. На основі даних, що отримані у результаті моделювання, збудована тривимірна поверхня, яка відображає залежність витрат палива від часу проходження ділянки та максимальної швидкості руху. Встановлено, що найменші витрати палива, а саме 29-31 кг мають місце при встановленні максимальної швидкості на рівні 40-50 км/год.

Отримані в ході дослідження результати показують, що існує потреба у створенні системи автоматичного керування з використанням регулятора швидкості, який би більш точно відпрацьовував задану тахограму, а також оптимізації режимів ведення поїзда.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. http://www.uz.gov.ua/about/general_information.
2. Ефименко Ю.И., Ковалев В.И., Логинов С.И. Железные дороги. Общий курс: Учебник. – М.: УМЦ ЖДТ, 2014. – 503 с.
3. Кулаев Ю.Ф. Экономика железнодорожного транспорта: навчальний посібник. – Ніжин: Вид-во Аспект. Поліграф, 2006. – 232 с.
4. Franzitta V., Curto D., Milone D., Trapanese M. Energy Saving in Public Transport Using Renewable Energy // Sustainability. – 2017. – vol.9. – no.12. – p. 106. doi: 10.3390/su9010106.
5. Velten K. Mathematical Modeling and Simulation. – Wiley-VCH Verlag GmbH & Co. KGaA, Weinheim, Germany, 2008. doi: 10.1002/9783527627608.
6. Буряковський С.Г., Маслій А.С., Помазан Д.П., Деніс І.В. Обґрунтування необхідності модернізації тепловозу ЧМЕЗ із використанням гібридної силової установки // Електрифікація транспорту. – 2016. – №12. – С. 82-86.
7. Xin Q. Engine-vehicle matching analysis in diesel powertrain system design // Diesel Engine System Design. – 2013. – pp. 348-394. doi: 10.1533/9780857090836.2.348.
8. Diesel Engine. Van Nostrand's Scientific Encyclopedia. John Wiley & Sons, Inc., 2005. doi: 10.1002/0471743984.vse2527.

REFERENCES

1. Available at: http://www.uz.gov.ua/en/about/general_information (accessed 08 May 2017).
2. Efimenko Yu.I., Kovalev V.I., Loginov S.I. Zheleznyie dorogi. Obschiy kurs [Railways. General course]. Moscow, UMC ZhDT Publ., 2014. 503 p. (Rus).
3. Kulaev Yu.F. Ekonomika zallznicnogo transportu. Navchalniy posibnik [The Economics of Railway Transport. A Textbook]. Nizhyn, Aspect. Poligraph Publ., 2006. 232 p. (Ukr).

4. Franzitta V., Curto D., Milone D., Trapanese M. Energy Saving in Public Transport Using Renewable Energy. Sustainability, 2017, vol.9, no.12, p. 106. doi: 10.3390/su9010106.
5. Velten K. Mathematical Modeling and Simulation. Wiley-VCH Verlag GmbH & Co. KGaA, Weinheim, Germany, 2008. doi: 10.1002/9783527627608.
6. Buryakovskyy S.H., Masliy A.S., Pomazan D.P., Denys I.V. Rationale for modernization of diesel locomotives CHME3 using hybrid propulsion system. Electrification of Transport, 2016, no.12, pp. 82-86. (Ukr).
7. Xin Q. Engine-vehicle matching analysis in diesel powertrain system design. Diesel Engine System Design, 2013, pp. 348-394. doi: 10.1533/9780857090836.2.348.
8. Diesel Engine. Van Nostrand's Scientific Encyclopedia. John Wiley & Sons, Inc., 2005. doi: 10.1002/0471743984.vse2527.

Надійшла (received) 13.02.2018

Буряковський Сергій Геннадійович¹, д.т.н., директор,
Маслій Артем Сергійович², к.т.н., доц.,
Панченко Владислав Вадимович², к.т.н., доц.,
Помазан Данило Павлович², аспірант,
Деніс Ігор Валерійович³, генеральний директор,
¹ НДПКІ «Молнія»

Національний технічний університет
«Харківський політехнічний інститут»,
61002, Харків, вул. Кирпичова, 2,
e-mail: sergbyut@i.ua

² Український державний університет залізничного транспорту,
61050, Харків, пл. Фейєрбаха 7,
e-mail: a.masliy@ukr.net, vlad_panchenko@ukr.net,
danyl.pomazan@ukr.net

³ ПрАТ «КАРТЕЛЬ»,
50026, вул. Дніпровське шосе, 84а, Кривий Ріг,
e-mail: div99@ukr.net

S.G. Buriakovskiy¹, A.S. Masliy², V.V. Panchenko²,
D.P. Pomazan², I.V. Denis³

¹ Scientific-&-Research Planning-&-Design Institute «Molniya»,
National Technical University «Kharkiv Polytechnic Institute»,
2, Kyrpychova Str., Kharkiv, 61002, Ukraine.

² Ukrainian State University of Railway Transport,
7, Feierbakh Square, Kharkiv, 61050, Ukraine.

³ PJSC «CARTEL»,
84a, Dnieper highway Str., Kriviy Rig, 50026, Ukraine.

The research of the operation modes of the diesel locomotive CHME3 on the imitation model.

Introduction. Fuel consumption by diesel locomotive during operation depends significantly on many factors, among which the main is the mode of driving a train. **Purpose.** Research on the mathematical model of the modes of driving a train on the site of Kharkiv-Merefa with the purpose of the main oscillograms of the operation of the locomotive on the site. **Methodology.** A mathematical model of the operation of the main units of the locomotive CHME3 in the Matlab environment was developed. The model of the diesel engine is based on the calculated indicator diagram of its operation, which is approximated by a continuous dependence. The control panel operates on a system of conditions, the purpose of which is to maintain the set speed. **Results.** In the course of the simulation, statistical data were obtained on the fuel consumption of the diesel locomotive when it operated on a section with a train of constant mass. Based on the data obtained, a three-dimensional surface is constructed showing the dependence of the fuel consumption on the time of the site's exploration and the maximum speed on the site. **Practical value.** The dependence obtained can be used to optimize the driving behavior of trains along a section. The apparent dependence of fuel consumption on the driver's behavior is the basis for the further development of automatic locomotive speed control systems. References 8, figures 6.
Key words: diesel locomotive, imitation model, diesel engine, traction electric drive, road profile, fuel consumption, train mode.

М.Ю. Артеменко, Л.М. Батрак, С.Й. Поліщук

ФІЛЬТРАЦІЯ СТРУМІВ В ТРИФАЗНІЙ ТРИПРОВОДНІЙ СИСТЕМІ ЕЛЕКТРОЖИВЛЕННЯ ПРИ НЕСИМЕТРИЧНИХ СИНУСОЇДНИХ НАПРУГАХ

Розглянуто принципи активної фільтрації струму в трифазній трипроводній системі електроживлення при несиметричному синусоїдному джерелі живлення, що задовольняють вимогам стандарту IEEE Std.1459-2010. Показано переваги формування синусоїдного симетричного входного струму при паралельному підключенні активного фільтра та реактивного компенсатора. Доведено можливість компенсації неактивного синусоїдного струму Фрізе реактивними елементами при довільній комбінації параметрів лінійного навантаження та джерела. Отримана формула прямого розрахунку параметрів реактивного компенсатора для генерації неактивного струму Фрізе в несиметричному режимі трифазного джерела. Наводяться результати чисельного моделювання. Бібл. 10, табл. 1, рис. 2.

Ключові слова: активний і неактивний струм Фрізе, несиметрична напруга та навантаження, реактивний компенсатор, симетричні складові.

Рассмотрены принципы активной фильтрации тока в трехфазной трехпроводной системе электропитания при несимметричном синусоидальном источнике питания, удовлетворяющие требованиям стандарта IEEE Std.1459-2010. Показаны преимущества формирования синусоидального симметричного входного тока при параллельном подключении активного фильтра и реактивного компенсатора. Доказана возможность компенсации неактивного синусоидального тока Фризе реактивными элементами при произвольной комбинации параметров нагрузки и источника. Получена формула прямого расчета параметров реактивного компенсатора для генерации неактивного тока Фризе в несимметричном режиме источника питания. Приводятся результаты численного моделирования. Библ. 10, табл. 1, рис. 2.

Ключевые слова: активный и неактивный ток Фризе, несимметричное напряжение и нагрузка, реактивный компенсатор, симметричные составляющие.

Вступ. Несиметричне навантаження трифазних трипроводних систем живлення призводить до погіршення якості електроенергії, що проявляється у появі струмів зворотної послідовності та пульсації миттєвої потужності, які спричинюють додаткові втрати на активних опорах лінії електропередачі та несиметрію напруг живлення у вузлах загального підключення навантажень. Для зрівноважування несиметричного стаціонарного лінійного навантаження ефективно застосовуються пасивні фільтри на реактивних елементах, розрахунок яких базується на двох підходах: компенсація неактивних складових входних струмів [1, 3-5] та усунення пульсуючої складової миттєвої потужності [2, 6]. Проте, при несиметрії напруг застосування пасивних реактивних компенсаторів обох видів призводить до емісії в лінію передачі струмів зворотної послідовності та ще більшої несиметрії напруг, що суперечить підходам, викладеним в [7]. Ефективна компенсація цих струмів можлива лише засобами активної фільтрації [8], причому паралельні активні фільтри (ПАФ) переважають послідовні за потужністю втрат енергії на власних елементах. Для подальшого зниження втрат ПАФ їх застосовують в комбінації з реактивними компенсаторами [9]. Тому актуальним є дослідження оптимального розподілу несиметричних струмів навантаження між трифазним джерелом, ПАФ та реактивним компенсатором, що забезпечує мінімальну потужність втрат за умови споживання синусоїдного симетричного струму джерела.

Вектори активних струмів в фазових координатах. Періодичний процес в перерізі $\langle A, B, C \rangle$ трипроводної системи електроживлення визначається трикоординатними векторами миттєвих значень напруги та струму

$$\mathbf{u}(t) = \begin{pmatrix} u_A(t) \\ u_B(t) \\ u_C(t) \end{pmatrix} = \sqrt{2} \begin{pmatrix} U_A \cos(\omega t + \phi_A) \\ U_B \cos(\omega t + \phi_B) \\ U_C \cos(\omega t + \phi_C) \end{pmatrix};$$

$$\mathbf{i}(t) = \begin{pmatrix} i_A(t) \\ i_B(t) \\ i_C(t) \end{pmatrix} = \mathbf{i}(t + 2\pi/\omega), \quad (1)$$

де ω – кругова частота трифазного джерела; u_A, u_B, u_C – фазні напруги, що відраховуються від точки штучного заземлення [5], U_A, U_B, U_C та ϕ_A, ϕ_B, ϕ_C – їх середньквадратичні значення та початкові фази; періодичний вектор струму $\mathbf{i}(t)$ містить вищі гармонічні складові у випадку нелінійного навантаження.

Відповідно до концепції Фрізе [1] активний струм

$$\mathbf{i}_A(t) = \frac{P}{U^2} \mathbf{u}(t) \quad (2)$$

забезпечує таку саму активну потужність P , як і загальний струм $\mathbf{i}(t)$. Скалярні коефіцієнти формули (2) можна знайти в часовій області як інтеграли

$$P = \frac{1}{T} \int_0^T \mathbf{u}^{\wedge}(t) \mathbf{i}(t) dt;$$

$$U^2 = \frac{1}{T} \int_0^T \mathbf{u}^{\wedge}(t) \mathbf{u}(t) dt = U_A^2 + U_B^2 + U_C^2;$$

де \wedge – знак транспонування, $T = 2\pi/\omega$ – період.

Струм, визначений за формулою

$$\mathbf{i}_N(t) = \mathbf{i}(t) - \mathbf{i}_A(t), \quad (3)$$

називається неактивним [1], він не переносить енергію в навантаження, але викликає додаткові втрати в лінії електропередачі.

Оскільки вектори активного та неактивного струмів взаємно ортогональні, справедливе співвідношення для середньоквадратичних значень зазначених струмів:

$$I^2 = \frac{1}{T} \int_0^T \mathbf{i}^\wedge(t) \mathbf{i}(t) dt = I_A^2 + I_N^2.$$

У разі компенсації неактивного струму засобами фільтрації матимемо зменшення потужності втрат ΔP в лінії передачі, що може бути охарактеризоване [10] коефіцієнтом вирашу за потужністю втрат:

$$k_A^{\Delta P} = \frac{\Delta P}{\Delta P_A} = \frac{I^2 r}{I_A^2 r} = \frac{1}{\lambda^2}, \quad (4)$$

де r – опір кожного з провідів лінії передачі; $\lambda = P/S = I_A/I$ – коефіцієнт потужності; $S = UI$ – повна потужність трифазної системи.

У синусоїдному режимі трифазного джерела напруги вектор активного струму також складається з синусоїдних часових функцій, тому аналогічно [5] доцільно ввести тривимірні комплексні вектори (3D-фазори) напруги та струму

$$\begin{aligned} \bar{\mathbf{u}} &= \frac{\sqrt{2}}{T} \int_0^T \mathbf{u}(t) e^{-j\omega t} dt = \begin{Bmatrix} U_A e^{j\varphi_A} \\ U_B e^{j\varphi_A} \\ U_C e^{j\varphi_A} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \dot{U}_A e^{j\varphi_A} \\ \dot{U}_B e^{j\varphi_A} \\ \dot{U}_C e^{j\varphi_A} \end{Bmatrix}; \\ \bar{\mathbf{i}}_1 &= \frac{\sqrt{2}}{T} \int_0^T \mathbf{i}(t) e^{-j\omega t} dt = \begin{Bmatrix} \dot{I}_A e^{j\psi_A} \\ \dot{I}_B e^{j\psi_A} \\ \dot{I}_C e^{j\psi_A} \end{Bmatrix}. \end{aligned} \quad (5)$$

Комплексний вектор $\bar{\mathbf{i}}_1$ представляє гармонічну складову основної частоти вектора $\mathbf{i}(t)$. У часовій області йому відповідає вектор миттєвих значень $\mathbf{i}_1(t)$, який відрізняється від вектора $\mathbf{i}(t)$ на вектор вищих гармонік

$$\mathbf{i}_H(t) = \mathbf{i}(t) - \mathbf{i}_1(t) = \mathbf{i}(t) - \sqrt{2} \operatorname{Re}(\bar{\mathbf{i}}_1 e^{j\omega t}). \quad (6)$$

Проте, два комплексних вектора з (5) повністю визначають активний струм Фрізе в частотній області:

$$\bar{\mathbf{i}}_A = \frac{\sqrt{2}}{T} \int_0^T \mathbf{i}_A(t) e^{-j\omega t} dt = \frac{P}{U^2} \bar{\mathbf{u}} = \frac{\operatorname{Re}(\bar{\mathbf{u}}^\wedge \bar{\mathbf{i}}_1^*)}{\bar{\mathbf{u}}^\wedge \bar{\mathbf{u}}^*} \bar{\mathbf{u}} = \bar{\mathbf{i}}_1 - \mathbf{i}_{1N}, \quad (7)$$

де знак * позначає комплексне спряження, $\bar{\mathbf{i}}_{1N} \in$ комплексним вектором неактивного струму основної частоти.

У несиметричному режимі трифазного джерела вектори $\bar{\mathbf{u}}$ і $\bar{\mathbf{i}}_A$ містять симетричні складові зворотної послідовності, які сучасний стандарт [7] відносить до неактивних компонент струму, що підлягають компенсації. Для задоволення вимог стандарту активний струм має формуватися пропорційним опорному вектору напруги, що містить тільки симетричні складові прямої послідовності. Представимо цей вектор у частотній області пропорційним орту симетричної прямої послідовності [5]

$$\bar{\mathbf{u}}_+ = U_+ \bar{\mathbf{e}}_+ = \frac{U_+}{\sqrt{3}} \begin{Bmatrix} 1 \\ e^{-j2\pi/3} \\ e^{j2\pi/3} \end{Bmatrix} = \frac{U_+}{\sqrt{3}} \begin{Bmatrix} 1 \\ \tilde{a} \\ \tilde{a}^2 \end{Bmatrix}, \quad (8)$$

тоді вектор активного струму прямої послідовності задається виразом

$$\bar{\mathbf{i}}_{A+} = \frac{P}{\bar{\mathbf{u}}_+^\wedge \bar{\mathbf{u}}_+^*} \bar{\mathbf{u}}_+ = \frac{P}{U_+^2} \bar{\mathbf{u}}_+, \quad (9)$$

де коефіцієнт пропорційності визначається з умови забезпечення цим струмом під дією вектора напруги $\bar{\mathbf{u}}$ такої ж самої активної потужності P , що і загальний струм $\mathbf{i}(t)$.

Декомпозиція струмів навантаження в симетричних координатах. Для детального вивчення різниці між векторами, визначеними формулами (7) та (9), перейдемо до базису симетричних координат [5]. Оскільки симетрична складова нульової послідовності кожного з зазначених векторів дорівнює нулю, помножимо їх на матрицю, що містить транспоновані орти симетричних складових прямої та зворотної послідовностей

$$(\mathbf{F}_0^\wedge)^* = \begin{Bmatrix} \bar{\mathbf{e}}_-^\wedge \\ \bar{\mathbf{e}}_+^\wedge \end{Bmatrix} = \frac{1}{\sqrt{3}} \begin{Bmatrix} 1 & \tilde{a} & \tilde{a}^2 \\ 1 & \tilde{a}^2 & \tilde{a} \end{Bmatrix}.$$

В результаті отримуємо наступні вирази для комплексних векторів напруги в симетричних координатах:

$$\tilde{\mathbf{u}}_+ = (\mathbf{F}_0^\wedge)^* \bar{\mathbf{u}}_+ = \begin{Bmatrix} \bar{\mathbf{e}}_-^\wedge \\ \bar{\mathbf{e}}_+^\wedge \end{Bmatrix} U_+ \bar{\mathbf{e}}_+ = \begin{Bmatrix} U_+ \\ 0 \end{Bmatrix};$$

$$\tilde{\mathbf{u}} = (\mathbf{F}_0^\wedge)^* \bar{\mathbf{u}} = (\mathbf{F}_0^\wedge)^* \begin{Bmatrix} \dot{U}_A \\ \dot{U}_B \\ \dot{U}_C \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} U_+ \\ U_- \end{Bmatrix}.$$

Перехід від двокоординатних векторів в симетричних координатах до трикоординатних комплексних векторів в фазових координатах здійснюється шляхом множення на матрицю $\mathbf{F}_0 = \|\bar{\mathbf{e}}_+ \quad \bar{\mathbf{e}}_-\|$. Беручи до уваги зв'язок між матрицями

$$(\mathbf{F}_0^\wedge)^* \mathbf{F}_0 = \begin{Bmatrix} 1 & 0 \\ 0 & 1 \end{Bmatrix} = \mathbf{I}_{2 \times 2}; \quad \mathbf{F}_0 (\mathbf{F}_0^\wedge)^* = \mathbf{I}_{3 \times 3} - \frac{\mathbf{j}\mathbf{j}^\wedge}{3}; \quad \mathbf{j} = \begin{Bmatrix} 1 \\ \mathbf{j} \\ 1 \end{Bmatrix},$$

завдяки якому зберігаються середньоквадратичні значення величин в симетричних та фазових координатах, отримуємо наступні вирази для комплексних векторів активного струму в симетричних координатах

$$\begin{aligned} \tilde{\mathbf{i}}_A &= \frac{P}{\bar{\mathbf{u}}^\wedge \bar{\mathbf{u}}^*} \tilde{\mathbf{u}} = \frac{P}{\tilde{\mathbf{u}}^\wedge \tilde{\mathbf{u}}^*} \tilde{\mathbf{u}} = \frac{P}{U_+^2 + U_-^2} \begin{Bmatrix} U_+ \\ U_- \end{Bmatrix}; \\ \tilde{\mathbf{i}}_{A+} &= \frac{P}{U_+^2} \tilde{\mathbf{u}}_+ = \frac{P}{U_+^2} \begin{Bmatrix} U_+ \\ 0 \end{Bmatrix}. \end{aligned} \quad (10)$$

Споживання від несиметричного синусоїдного джерела активного струму Фрізе не усуває пульсації активної потужності [5]. Її миттєве значення може бути визначено [2] з використанням вектора

$$\tilde{\mathbf{i}}_A^{\leftrightarrow} = \frac{P}{U_+^2 + U_-^2} \begin{Bmatrix} U_- \\ U_+ \end{Bmatrix}$$

за формулою

$$\tilde{p}_{A+}(t) = \operatorname{Re}(\tilde{\mathbf{u}} \wedge \tilde{\mathbf{i}}_{A+} e^{j2\omega t}) = \frac{P \operatorname{Re}(2U_+ \dot{U}_- e^{j2\omega t})}{U_+^2 + \dot{U}_-^2} = \frac{2P\delta_- \cos(2\omega t + \varphi_-)}{1 + \delta_-^2},$$

де $\delta_- = \dot{U}_- / U_+ = \delta_- e^{j\varphi_-}$ – комплексний параметр несиметрії трифазного джерела.

Якщо вхідний струм трифазної системи визначається вектором $\tilde{\mathbf{i}}_A$, миттєве значення пульсації активної потужності становить

$$\tilde{p}_{A+}(t) = \operatorname{Re}(\tilde{\mathbf{u}} \wedge \tilde{\mathbf{i}}_{A+} e^{j2\omega t}) = \frac{P}{U_+^2} \operatorname{Re} \left(\left\| U_+ \quad \dot{U}_- \right\| \left\| 0 \right\| U_+ \right) e^{j2\omega t} = P\delta_- \cos(2\omega t + \varphi_-).$$

Таким чином, активний струм прямої послідовності створює пульсацію миттєвої потужності, амплітуда якої в $2/(1 + \delta_-^2)$ разів менша, ніж створювана активним струмом Фрізе.

Різниця між векторами активного струму в симетричних координатах, отримана з (10), тобто

$$\tilde{\mathbf{i}}_{\pm} = \tilde{\mathbf{i}}_A - \tilde{\mathbf{i}}_{A+} = \frac{P}{U_+^2 + U_-^2} \left\| -U_-^2 / U_+ \right\| \dot{U}_- \quad (11)$$

визначає додатковий струм компенсації. Активна потужність цього струму дорівнює нулю:

$$P_{\pm} = \operatorname{Re}(\tilde{\mathbf{u}} \wedge \tilde{\mathbf{i}}_{\pm}^*) = \left(\frac{P}{U_+^2 + U_-^2} \right)^2 \left\| U_+ \quad \dot{U}_- \right\| \left\| -U_-^2 / U_+ \right\| \tilde{U}_- = 0,$$

і він може бути реалізований ПАФ.

Таким чином, для реалізації споживання з трифазного джерела струму активного струму прямої послідовності основна гармоніка струму компенсації має містити такі складові в симетричних координатах:

$$\tilde{\mathbf{i}}_{1C} = \mathbf{i}_1 - \mathbf{i}_{A+} = \mathbf{i}_{1N} + \mathbf{i}_{\pm}. \quad (12)$$

У часовій області вектор струму компенсації також включає вектор вищих гармонік:

$$\mathbf{i}_{C+}(t) = \mathbf{i}(t) - \mathbf{i}_{A+}(t) = \mathbf{i}_{1N}(t) + \mathbf{i}_{\pm}(t) + \mathbf{i}_H(t). \quad (13)$$

Коефіцієнт виграшу за потужністю втрат при формуванні активного струму прямої послідовності

$$k_{A+}^{\Delta P} = \frac{\Delta P}{\Delta P_{A+}} = \frac{I^2}{I_{A+}^2} = \frac{I_A^2 + I_N^2}{I_A^2} \times \frac{I_A^2}{I_{A+}^2} = \frac{k_A^{\Delta P}}{1 + \delta_-^2} \quad (14)$$

перевищує одиницю за умови

$$\lambda \sqrt{1 + \delta_-^2} < 1. \quad (15)$$

Враховуючи ортогональність векторів $\mathbf{i}_{C+}(t)$, $\mathbf{i}_{A+}(t)$ та обмеження (15), відносно середньоквадратичне значення струму компенсації

$$\frac{I_{C+}^2}{I^2} = \frac{I^2 - I_{A+}^2}{I^2} = 1 - \frac{1}{k_{A+}^{\Delta P}} = 1 - \lambda^2 (1 + \delta_-^2).$$

При низьких значеннях коефіцієнта потужності середньоквадратичне значення струму компенсації збільшується. Для зменшення втрат потужності активного фільтра доцільно використовувати ПАФ у поєднанні з пасивним реактивним компенсатором [9].

Фільтрація струмів для лінійного стаціонарного навантаження. Якщо навантаження є лінійним

та не змінюваним в часі, то в формулі (13) $\mathbf{i}_H(t) = 0$, і всі складові струмів є синусоїдними в часовій області, тоді енергетичні процеси в системі повністю визначаються в базисі симетричних координат. У цьому випадку вектор струму компенсації відповідає (12), а синусоїдний неактивний струм може повністю генеруватися реактивним компенсатором як в симетричному, так і в несиметричному режимі джерела напруги [5]. Тому для мінімізації втрат потужності ПАФ доцільно розподілити струми реактивного компенсатора та активного фільтра в комплексній схемі заміщення (рис. 1) наступним чином:

$$\tilde{\mathbf{i}}_R = \begin{Bmatrix} \tilde{i}_A^R \\ \tilde{i}_B^R \\ \tilde{i}_C^R \end{Bmatrix} = \mathbf{F}_0 \tilde{\mathbf{i}}_{1N}; \quad \tilde{\mathbf{i}}_F = \begin{Bmatrix} \tilde{i}_A^F \\ \tilde{i}_B^F \\ \tilde{i}_C^F \end{Bmatrix} = \mathbf{F}_0 \tilde{\mathbf{i}}_{\pm}.$$

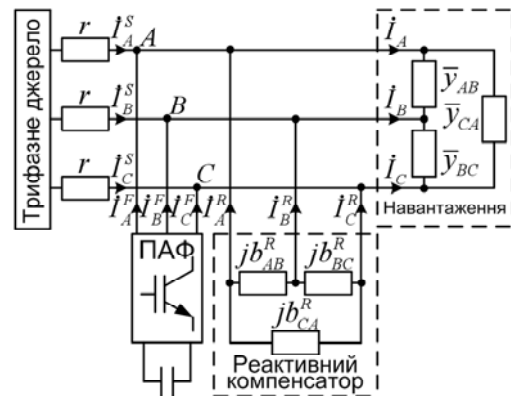


Рис. 1. Схема заміщення

Це зменшить середньоквадратичне значення струмів ПАФ до значення

$$I_F = \sqrt{\tilde{\mathbf{i}}_{\pm} \wedge \tilde{\mathbf{i}}_{\pm}^*} = \frac{PU_-}{U_+ \sqrt{U_+^2 + U_-^2}} = \frac{P\delta_-}{U_+ \sqrt{1 + \delta_-^2}}.$$

Отримаємо формули прямого розрахунку параметрів реактивного компенсатора для генерації неактивного струму Фрізе в несиметричному режимі трифазного джерела. Нехай лінійне стаціонарне навантаження характеризується діагональною матрицею комплексних провідностей

$$\bar{\mathbf{Y}} = \begin{Bmatrix} \bar{y}_{AB} & 0 & 0 \\ 0 & \bar{y}_{BC} & 0 \\ 0 & 0 & \bar{y}_{CA} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} g_{AB} & 0 & 0 \\ 0 & g_{BC} & 0 \\ 0 & 0 & g_{CA} \end{Bmatrix} + j \begin{Bmatrix} b_{AB}^L & 0 & 0 \\ 0 & b_{BC}^L & 0 \\ 0 & 0 & b_{CA}^L \end{Bmatrix}.$$

В [5] було показано, що закон Ома для вхідних векторів струму та напруги описується виразом в симетричних координатах

$$\tilde{\mathbf{i}} = \tilde{\mathbf{Y}} \tilde{\mathbf{u}} = \left(\begin{Bmatrix} g_+ & \dot{g} \\ \tilde{g} & g_+ \end{Bmatrix} + j \begin{Bmatrix} b_+^L & \dot{b}_L \\ \tilde{b}_L & b_+^L \end{Bmatrix} \right) \tilde{\mathbf{u}}, \quad (16)$$

де $g_+ + jb_+^L = \bar{y}_{AB} + \bar{y}_{BC} + \bar{y}_{CA}$; $\tilde{g} = (\dot{g})^*$; $\tilde{b}_L = -(b_L)^*$;

$$\dot{g} = -(\dot{a}g_{AB} + g_{BC} + \dot{a}g_{CA}); \quad \dot{b}_L = -(\dot{a}b_{AB}^L + b_{BC}^L + \dot{a}b_{CA}^L).$$

Подібні параметри реактивного компенсатора $b_+^R = b_{AB}^R + b_{BC}^R + b_{CA}^R$; $\dot{b}_R = -(\dot{a}b_{AB}^R + b_{BC}^R + \dot{a}b_{CA}^R)$ для реалізації вектора струмів компенсації $\tilde{\mathbf{i}}_C = \left\| I_+^C \quad I_+^C \right\|$ визначаються матрично-векторним рівнянням [5]:

$$\begin{Bmatrix} b_+^R \\ b_R^R \end{Bmatrix} = \frac{j}{U_+^2 - U_-^2} \begin{Bmatrix} U_+ & -U_- \\ -\tilde{U}_- & U_+ \end{Bmatrix} \begin{Bmatrix} i_+^C \\ -\tilde{i}_-^C \end{Bmatrix}$$

Покажемо, що для вектора струмів компенсації у вигляді неактивного струму Фрізе

$$\tilde{i}_C = \tilde{i}_N = \tilde{Y}\tilde{u} - \tilde{i}_A = \left(\tilde{Y} - \frac{P}{U_+^2 + U_-^2} I_{2 \times 2} \right) \tilde{u} \quad (17)$$

параметр b_+^R завжди буде дійсним числом. Для цього знайдемо вираз для активної потужності заданого навантаження

$$P = \operatorname{Re}(\tilde{i} \wedge \tilde{u}^*) = \operatorname{Re}(\tilde{u} \wedge \tilde{Y} \wedge \tilde{u}^*) = (g_+ + \Delta g)(U_+^2 + U_-^2),$$

де $\Delta g = 2U_+ \operatorname{Re}(\dot{g}\dot{U}_-)/(U_+^2 + U_-^2) = 2 \operatorname{Re}(\dot{\delta}\dot{g})/(1 + \delta_-^2)$ та підставимо цей вираз у формулу (17) і далі в (16).

Після перетворень матимемо

$$\begin{Bmatrix} b_+^R \\ b_R^R \end{Bmatrix} + \begin{Bmatrix} b_+^L \\ b_L^L \end{Bmatrix} = \frac{j}{U_+^2 - U_-^2} \begin{Bmatrix} U_+ & -\dot{U}_- \\ -\tilde{U}_- & U_+ \end{Bmatrix} \begin{Bmatrix} U_+ & -\dot{U}_- \\ -\tilde{U}_- & U_+ \end{Bmatrix} \begin{Bmatrix} -\Delta g \\ \dot{g} \end{Bmatrix} = \frac{1}{1 - \delta_-^2} \begin{Bmatrix} -2 \operatorname{Im}(\dot{\delta}\dot{g}) \\ j[2\tilde{\delta}\Delta g - (1 + \delta_-^2)\dot{g}] \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} b_+ \\ \dot{b} \end{Bmatrix} \quad (18)$$

Перші координати векторів з формули (18) є дійсними числами, що і доводить можливість реалізації реактивного компенсатора неактивного струму Фрізе при довільному сполученні параметрів лінійного навантаження та несиметричного джерела. Реактивні провідності компенсатора визначаються із системи рівнянь (18) у вигляді

$$\begin{aligned} b_{AB}^R &= \frac{b_+ - 2 \operatorname{Re}(\tilde{a}\dot{b})}{3} - b_{AB}^L; \\ b_{BC}^R &= \frac{b_+ - 2 \operatorname{Re}(\dot{b})}{3} - b_{BC}^L; \\ b_{CA}^R &= \frac{b_+ - 2 \operatorname{Re}(\dot{a}\dot{b})}{3} - b_{CA}^L. \end{aligned} \quad (19)$$

Приклад моделювання фільтрації струмів.

Розглянемо гібридну фільтрацію вхідних струмів для трипровідного лінійного навантаження, що визначається комплексними провідностями

$$\bar{Y}_{AB} = \frac{G}{4 + j3} = (0.16 - j0.12)G; \quad \bar{Y}_{BC} = 0;$$

$$\bar{Y}_{BC} = \frac{G}{1 - j} = (0.5 + j0.5)G,$$

а несиметрія джерела характеризується параметром $\dot{\delta}_- = 0.2j$.

Перш за все визначимо параметри матриці комплексних провідностей у симетричних координатах

$$g_+ = g_{AB} + g_{BC} + g_{CA} = (0.16 + 0.5)G = 0.66G;$$

$$b_+^L = b_{AB}^L + b_{BC}^L + b_{CA}^L = (-0.12 + 0.5)G = 0.38G;$$

$$\dot{g} = -(\dot{a}g_{AB} + g_{BC} + \tilde{a}g_{CA}) = (0.33 + 0.294j)G;$$

$$\dot{b}_L = -(\dot{a}b_{AB}^L + b_{BC}^L + \tilde{a}b_{CA}^L) = (0.19 + 0.537j)G.$$

Значення матриці комплексних провідностей відповідно до (16)

$$\tilde{Y} = \tilde{G} + j\tilde{B}_L = \begin{Bmatrix} 0.66 + 0.38j & -0.207 + 0.484j \\ 0.867 - 0.104j & 0.66 + 0.38j \end{Bmatrix} G.$$

Вектор струму навантаження

$$\tilde{i} = \tilde{Y}\tilde{u} = \tilde{Y} \begin{Bmatrix} 1 \\ 0.2j \end{Bmatrix} U_+ = \begin{Bmatrix} 0.563 + 0.339j \\ 0.791 + j0.028 \end{Bmatrix} U_+ G.$$

Визначаємо параметр

$$\Delta g = \frac{2 \operatorname{Re}(\delta\dot{g})}{1 + \delta_-^2} = -0.113G$$

і знаходимо вектор активного струму Фрізе:

$$\tilde{i}_A = \frac{P}{U_+^2 + U_-^2} \tilde{u} = (g_+ + \Delta g)\tilde{u} = \begin{Bmatrix} 0.547 \\ 0.109j \end{Bmatrix} U_+ G.$$

Значення коефіцієнта потужності

$$\lambda = I_A / I = \sqrt{\tilde{i}_A \wedge \tilde{i}_A^* / \tilde{i} \wedge \tilde{i}^*} = 0.542$$

задовольняє умову (15):

$$\lambda \sqrt{1 + U_-^2 / U_+^2} = \lambda \sqrt{1 + \delta_-^2} = 0.553 < 1.$$

Отже, відповідно до (14) формування активного струму прямої послідовності принесе економію втрат енергії, що оцінюється коефіцієнтом виграшу

$$k_{A+}^{\Delta P} = 1 / 0.553^2 = 3.273.$$

Далі за (18) визначаємо параметри реактивного компенсатора:

$$\begin{Bmatrix} b_+^R \\ b_R^R \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} b_+ \\ \dot{b} \end{Bmatrix} - \begin{Bmatrix} b_+^L \\ b_L^L \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} -0.137 \\ 0.272 - 0.358j \end{Bmatrix} G - \begin{Bmatrix} b_+^L \\ b_L^L \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} -0.517 \\ 0.082 - 0.895j \end{Bmatrix}$$

і формуємо матрицю комплексних провідностей з елементами реактивної компенсації:

$$\tilde{Y}_R = \tilde{Y} + j \begin{Bmatrix} b_+^R & b_R^R \\ \tilde{b}_R^R & b_+^R \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} 0.66 - 0.137j & 0.688 + 0.566j \\ -0.028 - 0.022j & -0.66 - 0.137j \end{Bmatrix} G.$$

Множення цієї матриці на вектор вхідної напруги дає вектор вхідного струму за наявності реактивного компенсатора

$$\tilde{i}_{SR} = \tilde{Y}_R \tilde{u} = \begin{Bmatrix} 0.547 \\ 0.109 \end{Bmatrix} U_+ G,$$

який повністю збігається з раніше визначеним вектором активного струму Фрізе \tilde{i}_A , що свідчить про коректність розрахунку параметрів компенсатора.

Генерування ПАФ вектора струму, що визначається (11)

$$\tilde{i}_F = \tilde{i}_\pm (g_+ + \Delta g) \begin{Bmatrix} -0.04 \\ 0.2j \end{Bmatrix} U_+ = \begin{Bmatrix} -0.022 \\ 0.109j \end{Bmatrix} \quad (20)$$

забезпечує споживання від трифазного джерела вектора активного струму прямої послідовності:

$$\tilde{i}_{SFR} = \tilde{i}_{A+} = \tilde{i}_A - \tilde{i}_\pm = \begin{Bmatrix} 0.569 \\ 0 \end{Bmatrix} U_+ G.$$

Спільна дія ПАФ і реактивного компенсатора забезпечує загальний струм компенсації

$$\tilde{i}_{C+} = \tilde{i} - \tilde{i}_{A+} = \begin{Bmatrix} -0.006 + 0.339j \\ 0.791 + j0.028 \end{Bmatrix} U_+ G,$$

при цьому відносно діюче значення струмів ПАФ становить

$$I_F / I_{C+} = \sqrt{\tilde{i}_F \wedge \tilde{i}_F^* / \tilde{i}_{C+} \wedge \tilde{i}_{C+}^*} = 0.129 = 12.9\%.$$

Реактивні провідності компенсатора розраховуються за (19):

$$b_{AB}^R = 0.371G; \quad b_{BC}^R = -0.227G;$$

Моделювання фільтрації струмів в часовій обла-

сті здійснювалося за допомогою MATLAB моделі, представленої на рис. 2.

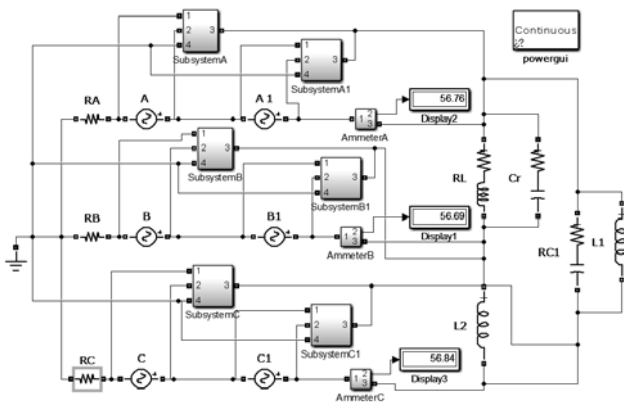


Рис. 2

Параметри реактивних елементів компенсатора для $G = 1 \text{ См}$ і $\omega = 100\pi \text{ рад/с}$ складають, відповідно, $C_{AB} = 1.18 \text{ мФ}$; $L_{BC} = 14.02 \text{ мГн}$; $L_{CA} = 4.81 \text{ мГн}$. Несиметрія напруг реалізовувалась послідовним з'єднанням джерел симетричних синусоїдних напруг 100 В прямої послідовності та 20 В зворотної послідовності зі значеннями початкових фаз, що відповідають параметрам $U_+ = 100\sqrt{3}B$; $\delta_- = 0.2j$. ПАФ моделювався залежними джерелами струмів, керованих напругами джерел. Для генерування струмів фільтра відповідно до (11) та (20) параметри залежних джерел приймалися рівними

$$G_+ = -(g_+ + \Delta g)\delta_-^2 = 21.88 \times 10^{-3} G; G_- = g_+ + \Delta g = 0.547G.$$

Результати моделювання підтвердили всі розраховані середньоквадратичні значення струмів (табл. 1) та переваги застосування гібридного фільтра з запропонованим розподілом струмів.

Табл. 1

	I^2	I_{SR}^2	I_{SFR}^2	I_F^2
Розраховано	31751	9333	9713	370
Виміряно	31920	9401	9712	371

Висновки. Запропоновано принцип розподілу компенсаційних струмів між активним фільтром та реактивним компенсатором трифазної трипровідної системи живлення з несиметричними синусоїдними напругами, що забезпечує споживання симетричних синусоїдних струмів джерела та мінімізує середньоквадратичне значення струмів фільтра.

Показано, що активний струм прямої послідовності забезпечує вигоду за потужністю втрат відповідно до (14) та створює пульсацію потужності з амплітудою в $2/(1 + \delta_-^2)$ рази менше, ніж активний струм Фрізе.

Доведена можливість компенсації неактивного струму Фрізе реактивними елементами при довільній комбінації параметрів лінійного навантаження та несиметричного синусоїдного джерела і отримані прямі формули розрахунку параметрів реактивного компенсатора для генерації неактивного струму Фрізе.

Приклад моделювання фільтрації струмів лінійного стаціонарного навантаження показав, що комбі-

новане застосування ПАФ та реактивного компенсатора з запропонованим розподілом струмів компенсації забезпечило зменшення втрат енергії в лінії передачі в 3.273 разів, а відносне середньоквадратичне значення струму ПАФ склало 12,9 % від середньоквадратичного значення загального компенсаційного струму.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Fryze S. Active, reactive and apparent power in circuits with nonsinusoidal voltage and current // *Przeгляд Elektrotechniczny*. – 1931. – no.7, 8. – pp. 193-203.
2. Шидловский А.К., Кузнецов В.Г. Повышение качества энергии в электрических сетях. – Киев: Наукова думка, 1985. – 268 с.
3. Hanzelka Z. Mitigation of voltage unbalance. Режим доступу: <http://www.leonardo-energy.org/chapter-5-mitigation-voltage-unbalance>.
4. Czarnecki L.S., Haley P.M. Unbalanced Power in Four-Wire Systems and Its Reactive Compensation // *IEEE Transactions on Power Delivery*. – 2015. – vol.30. – no.1. – pp. 53-63. doi: 10.1109/TPWRD.2014.2314599.
5. Sirotnin Iu.A. Fryze's compensator and Fortescue transformation // *Przeгляд Elektrotechniczny*. – 2011. – no.1. – pp. 101-106.
6. Sirotnin Iu.A. Non-pulsed mode of supply in a three-phase system at asymmetrical voltage // *Przeгляд Elektrotechniczny*. – 2013. – no.7. – pp. 54-58.
7. IEEE Std. 1459-2010. Definitions for the measurement of electric power quantities under sinusoidal non-sinusoidal, balanced or unbalanced conditions. doi: 10.1109/IEEESTD.2010.5439063.
8. Salmerón Revuelta P., Pérez Litrán S., Prieto Thomas J. Active power line conditioners design, simulation and implementation for improving power quality. – Elsevier Inc.: Academic Press, 2016. – 436 p.
9. Artemenko M.Y., Batrak L.M., Polishchuk S.Y., Mykhalskyi V.M., Shapoval I.A. Reactive compensation of non-active power in hybrid shunt filter of three-phase four-wire system at random load // *Proceedings of 2016 2nd International Conference on Intelligent Energy and Power Systems (IEPS)*. Kiev, 2016. doi: 10.1109/IEPS.2016.7521863.
10. Artemenko M.Y., Polishchuk S.Y., Mykhalskyi V.M., Shapoval I.A. Apparent power decompositions of the three-phase power supply system to develop control algorithms of shunt active filter // *Proceedings of the IEEE First Ukraine Conference on Electrical and Computer Engineering (UKRCON)*. – 2017. – pp. 495-499. doi: 10.1109/UKRCON.2017.8100537.

REFERENCES

1. Fryze S. Active, reactive and apparent power in circuits with nonsinusoidal voltage and current. *Przeгляд Elektrotechniczny*, 1931, no.7, 8, pp. 193-203.
2. Shidlovskii A.K., Kuznetsov V.G. *Povysheniye kachestva elektroenergii v elektricheskikh setyakh* [Improving of the power quality in electrical networks]. Kiev: Naukova Dumka Publ., 1985. 268 p.(Rus).
3. Hanzelka Z. *Mitigation of voltage unbalance*. Available at: <http://www.leonardo-energy.org/chapter-5-mitigation-voltage-unbalance> (accessed 22 May 2016).
4. Czarnecki L.S., Haley P.M. Unbalanced Power in Four-Wire Systems and Its Reactive Compensation. *IEEE Transactions on Power Delivery*, 2015, vol.30, no.1, pp. 53-63. doi: 10.1109/TPWRD.2014.2314599.
5. Sirotnin Iu.A. Fryze's compensator and Fortescue transformation. *Przeгляд Elektrotechniczny*, 2011, no.1, pp. 101-106.
6. Sirotnin Iu.A. Non-pulsed mode of supply in a three-phase system at asymmetrical voltage. *Przeгляд Elektrotechniczny*, 2013, no.7, pp. 54-58.

7. IEEE Std. 1459-2010. *Definitions for the measurement of electric power quantities under sinusoidal non-sinusoidal, balanced or unbalanced conditions*. doi: **10.1109/IEEESTD.2010.5439063**.

8. Salmerón Revuelta P., Pérez Litrán S., Prieto Thomas J. *Active power line conditioners design, simulation and implementation for improving power quality*. Elsevier Inc.: Academic Press, 2016. 436 p.

9. Artemenko M.Y., Batrak L.M., Polishchuk S.Y., Mykhalskiy V.M., Shapoval I.A. Reactive compensation of non-active power in hybrid shunt filter of three-phase four-wire system at random load. *Proceedings of 2016 2nd International Conference on Intelligent Energy and Power Systems (IEPS)*. Kiev, 2016. doi: **10.1109/IEPS.2016.7521863**.

10. Artemenko M.Y., Polishchuk S.Y., Mykhalskiy V.M., Shapoval I.A. Apparent power decompositions of the three-phase power supply system to develop control algorithms of shunt active filter. *Proceedings of the IEEE First Ukraine Conference on Electrical and Computer Engineering (UKRCON)*, 2017, pp. 495-499. doi: **10.1109/UKRCON.2017.8100537**.

Надійшла (received) 13.02.2018

Артеменко Михайло Юхимович¹, д.т.н., проф.,

Батрак Лариса Миколаївна¹, к.т.н.,

Поліщук Сергій Йосипович², к.т.н.,

¹ Національний технічний університет України «Київський політехнічний інститут імені Ігоря Сікорського»,

03056, Київ, пр. Перемоги, 37,

e-mail: artemenko_m_ju@ukr.net, batrakln5@gmail.com

² Інститут електродинаміки НАН України,

03680, Київ, пр. Перемоги, 56,

e-mail: polischuk@ied.org.ua

M.Yu. Artemenko¹, L.M. Batrak¹, S.Y. Polishchuk²

¹ National Technical University of Ukraine «Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute»,

37, Prosp. Peremohy, Kyiv, Ukraine, 03056.

² The Institute of Electrodynamics of the NAS of Ukraine, 56, prospekt Peremogy, Kiev-57, 03680, Ukraine.

Current filtering in a three-phase three-wire power system at asymmetric sinusoidal voltages.

Purpose. Investigation of the optimal current distribution between source, shunt active filter and reactive compensator of a three-phase three-wire system that provides consumption of a sinusoidal symmetric current under asymmetric source voltages with minimal power losses was provided. **Methodology.** The tasks were solved by conducting theoretical and experimental studies. The main provisions of the theory of electrical circuits, the apparatus of mathematical analysis, methods for solving linear differential and algebraic equations, elements of matrix and complex calculus and vector algebra are used. During the development, modern methods and software of computer simulation of electrical engineering complexes and dynamic systems were applied: Matlab-Simulink, MATHCAD. **Originality.** The principle of compensating current distribution between PAF and reactive compensator of a three-phase three-wire power system with asymmetric sinusoidal voltage was proposed at which the input current is equal to the positive-sequence active current and rms value of PAF current is minimal. The feasibility to compensate the inactive sinusoidal Fryze current by reactive elements under arbitrary combination of load and source parameters was proved and expression for direct calculation of the reactive compensator parameters for generation of inactive Fryze current in the source unbalanced mode was obtained. **Practical value.** The simulative example for transmission line load showed that combined application of PAF and reactive compensator with the specified distribution of compensating currents ensured a reduction of power losses in 3.273 times and rms value of the SAF current is 12.9 % of rms value total compensation current. References 10, tables 1, figures 2.

Key words: active and inactive Fryze current, asymmetrical voltage and load, reactive compensator, symmetrical components.

В.Г. Кузнецов, Ю.І. Тугай, В.В. Кучанський, Ю.Г. Лиховид, В.А. Мельничук

РЕЗОНАНСНІ ПЕРЕНАПРУГИ У НЕСИНУСОЇДНОМУ РЕЖИМІ МАГІСТРАЛЬНОЇ ЕЛЕКТРИЧНОЇ МЕРЕЖІ

Резонансні перенапруги в магістральних електричних мережах виникають внаслідок випадкового збігу параметрів схеми та режиму і можуть існувати порівняно тривалий час. Тому традиційні засоби для обмеження короткочасних комутаційних перенапруг в даному випадку не є ефективними. Метою статті є дослідження перенапруг, що виникають у магістральних електричних мережах на вищих гармонійних складових. Для цього використовувалися імітаційне та математичне моделювання в середовищі MATLAB&Simulink. Показано, що несинусоїдальні спотворення виникають при ввімкненні лінії електропередачі на невантаженому автотрансформаторі. Визначені частоти, при яких виникають перенапруги на вищих гармонійних складових. Запропоновано використання пристрою керованої комутації для запобігання перенапругам даного класу і розроблена модель для визначення відповідних налаштувань. Бібл. 10, рис. 4.

Ключові слова: магістральна електрична мережа, лінія електропередачі надвисокої напруги, резонансні перенапруги, несинусоїдний режим, керовані комутації.

Резонансные перенапряжения в магистральных электрических сетях возникают вследствие случайного совпадения параметров схемы и режима и могут существовать сравнительно длительное время. Поэтому традиционные средства для их ограничения в данном случае неэффективны. Целью статьи является исследование перенапряжений, возникающих в магистральных электрических сетях на высших гармониках. Для этого было использовано имитационное и математическое моделирование в среде MATLAB&Simulink. Показано, что несинусоидальные искажения возникают при включении линии электропередачи на автотрансформатор в режиме холостого хода. Определены соответствующие частоты. Предложено использование устройства управляемой коммутации для предотвращения перенапряжения данного класса и разработана модель для определения соответствующих настроек. Библ. 10, рис. 4.

Ключевые слова: магистральная электрическая сеть, линия электропередачи сверхвысокого напряжения, резонансные перенапряжения, несинусоидальный режим, управляемые коммутации.

Вступ. Тенденції розвитку сучасних магістральних електричних мереж вказують на зростання ролі ліній електропередачі надвисокої напруги (ЛЕП НВН) як системоутворюючих та міжсистемних. Слід відзначити, що саме дослідження перенапруг даного класу ліній повинні виконуватись особливо ретельно, зокрема, з врахуванням впливу можливих джерел спотворень. Це пояснюється практичною відсутністю експлуатаційного запасу ізоляції, розрахованого на екстремальні значення параметрів, оскільки такий запас для надвисоких напруг має високу вартість [1-4]. Досвід експлуатації електричних мереж змінного струму вказує на те, що за певних умов в них виникають сталі коливання струмів і напруг з частотами, відмінними від нормальної робочої частоти. Як наслідок, аналіз можливості виникнення перенапруг в ЛЕП НВН повинен виконуватись не лише для нормальних, але й для аномальних (несиметричних та несинусоїдних) режимів.

Також слід відзначити, що в магістральних електричних мережах України номінальною напругою 750 кВ відбулась заміна повітряних вимикачів на елегазові (SF₆). В порівнянні з повітряними вимикачами елегазові мають певні переваги, основними з яких є швидкодія та висока здатність до гасіння дуги, а також можливість керування процесом комутації. Об'єктивною причиною такої модернізації також є те, що електротехнічна промисловість України не виготовляє повітряні вимикачі, і в разі їх пошкодження відповідний ремонт та поновлення електропостачання стає складною задачею.

Взагалі момент комутації повітряного вимикача є випадковою величиною через низьку швидкодію, в

результаті чого виконати розмикання чи замикання в обраний конкретний момент є нереальною задачею. Така невизначеність початкових умов робить перехідний процес після комутації непрогнозованим, а появу внутрішніх перенапруг неочікуваною. Під час експлуатації можливий розвиток аварійних ситуацій, в тому числі і поява перенапруг у несинусоїдних режимах [2, 5, 6]. Елегазовий вимикач дозволяє виконувати комутації в довільний момент зміни синусоїдальної напруги, який пристрій керування обирає за критерієм зменшення негативних наслідків перехідних процесів.

Метою даної роботи є встановлення умов появи та розвитку внутрішніх перенапруг, що виникають у магістральних електричних мережах на вищих гармонійних складових, а також вибір заходів для їх попередження. Одним з таких заходів є виконання керованої комутації за обраними критеріями, що дозволяє знизити величини перенапруг до рівня ефективної роботи традиційних захисних пристроїв, наприклад, нелінійних обмежувачів перенапруг. Для цього були визначені інтервали кутів комутації вимикача, при яких допускається виконання операції без небезпечного перевищення рівнів напруг.

Дослідження резонансних перенапруг в ЛЕП НВН. Головний напрямком попередніх досліджень перенапруг [2-9] з використанням математичного моделювання був сконцентрований на розробці та застосуванні математичних моделей для отримання кількісних результатів з метою обмеження перенапруг на основній частоті. В них не розглядалися фізичні процеси розвитку резонансних перенапруг на парних гармонійних складових, хоча випадки виникнення дано-

го виду перенапруг відомі вже порівняно тривалий час. Тому з отриманих результатів залишалось незрозумілим, які самі режими чи комутації приводять до резонансних перенапруг на вищих гармонічних і такі дослідження не можна вважати за вичерпні.

Дослідження резонансних перенапруг в несинусоїдних режимах ЛЕП НВН. Необхідною умовою виникнення резонансних перенапруг на вищих гармонічних частотах є розвиток аномального несинусоїдного режиму ЛЕП НВН [2-7]. Зазвичай джерелами спотворення форми кривої напруги і струмів в електропередачі НВН є феромагнітні шунти намагнічування трансформаторів. Слід відзначити, що коливні процеси в колах зі сталлю вимагають особливої уваги при дослідженні режимів магістральних електричних мереж, оскільки можливі як лінійні резонанси на вищих гармонічних складових, джерелом яких є нелінійна індуктивність, так і нелінійні резонанси, при яких ця індуктивність є частиною резонансного кола [2, 5, 6].

Характерним несинусоїдним режимом електропередачі НВН є підключення ненавантаженого силового автотрансформатора (АТ) до ЛЕП. Фізика процесу виникнення парних гармонічних складових в ЛЕП НВН з присьданим ненавантаженим АТ пояснюється періодичною зміною індуктивності магнітного шунта при протіканні через нього змінного струму. Ця індуктивність змінюється з подвійною частотою по відношенню до прикладеної напруги. Але слід зазначити, що хоча в теорії процес виникнення перенапруг на парних гармонічних складових загалом відомий, проте виявлення факторів та чинників аномального режиму, які впливають на кратність та тривалість перенапруг даного типу на практиці вимагає додаткових досліджень. Необхідно під час проектування та експлуатації магістральних електромереж мати засоби для перевірки можливості появи не тільки необхідних, але й достатніх умов появи аномальних перенапруг та їх можливої кратності.

Достатньою умовою виникнення перенапруг на парних гармонічних складових є збіг параметрів елементів заступного контуру ЛЕП НВН, при якому частота власних коливань буде наближена до 100 Гц. Для цього необхідно, щоб вхідний опір лінії мав ємнісний характер і був приблизно рівний середньому значенню індуктивного опору магнітного шунта автотрансформатора на цій частоті. Умова буде виконуватися тільки при певних довжинах ЛЕП НВН, які можна назвати резонансними.

Магістральні мережі працюють з заземленою нейтраллю, тому при спрощеному аналізі резонансних властивостей електропередачі в симетричному несинусоїдному режимі можна використати однолінійну заступну схему еквівалентного двополюсника. Для пошуку критичних резонансних значень довжин ліній електропередачі вираз в знаменнику вхідного опору еквівалентного двополюсника ЛЕП, до якої підключається ненавантажений АТ, екстраполюємо поліномом третього ступеня і прирівнюємо нулю:

$$a_1 l - a_2 l^2 - a_3 l^3 - n = 0, \quad (1)$$

де a_1, a_2, a_3 – коефіцієнти полінома; l – довжина лінії; n – кількість груп шунтувальних реакторів (ШР) для компенсації зарядної потужності ЛЕП НВН.

Для визначення діапазонів резонансної довжини лінії будемо варіювати параметри елементів її заступної схеми в межах, що зустрічаються в діючих магістральних електричних мережах. Відповідно отримаємо діапазони зміни значень коефіцієнтів заступного полінома:

$$a_1 = 0,084 \div 0,27; \quad (2)$$

$$a_2 = 1,996 \cdot 10^{-4} \div 3,1 \cdot 10^{-4}; \quad (3)$$

$$a_3 = 2,055 \cdot 10^{-7} \div 1,55 \cdot 10^{-6}. \quad (4)$$

Після визначення діапазонів зміни значень коефіцієнтів полінома (1) можемо знайти резонансну довжину лінії. Порівняння результатів, отриманих за виразом (1) та шляхом математичного моделювання, вказує на те, що екстраполяція призводить до похибки 3,3 %, що є цілком прийнятним для виконання попереднього експрес-аналізу можливості появи перенапруг на вищих гармонічних складових для ЛЕП НВН даної довжини.

Дослідимо, на якій саме частоті і при яких довжинах можна очікувати вищих гармонічних перенапруг при підключенні ненавантаженого АТ. Підставимо граничні значення можливих параметрів з виразів (2-4) та отримаємо граничні графіки залежності частоти від довжини лінії (рис. 1) для відповідних параметрів.

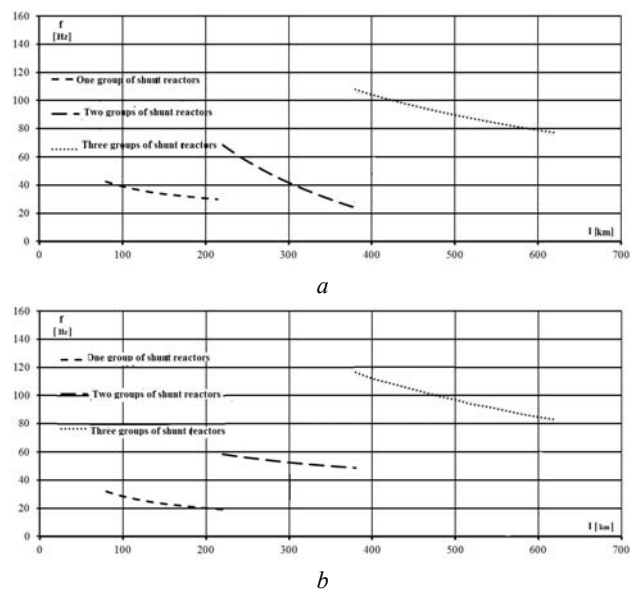


Рис. 1. Резонансна довжина ЛЕП НВН:

a – графіки для нижніх значень виразів (2-4);

b – графіки для верхніх значень виразів (2-4)

Реальні графіки залежності довжини лінії і частоти для відповідної кількості ШР будуть знаходитися між граничними (рис. 1, a та рис. 1, b). Можна зробити висновок, що гармонічні перенапруги парної кратності можуть виникнути в ЛЕП НВН при встановленні на них трьох груп ШР.

Імітаційне моделювання несинусоїдних аномальних режимів ЛЕП НВН. При дослідженні гармонічних перенапруг кожен окремо взятий чинник не

може вважатись незалежним. Зміна одного параметра може призвести до зміни іншого, інакше кажучи, у даному випадку існує кореляція як між параметрами режиму конкретної мережі, так і параметрами її устаткування [5]. Наявність цієї взаємозалежності не дозволяє отримати чіткі залежності, які могли б бути використані для цілком коректного аналізу перенапруг на другій гармоніці в магістральній електричній мережі і вибору заходів по їх попередженню, і в цьому випадку, як показує досвід досліджень [3], ефективним засобом для моделювання таких невизначених систем є імітаційне моделювання [5].

В роботі була розроблена імітаційна модель електропередачі НВН для реалізації в середовищі MATLAB/Simulink [10] (рис. 2). Особливість її полягає в наявності моделей трьох груп ШР, оскільки вище було показано, що перенапруги на парних гармоніках виникають при довжинах ліній, які потребують для компенсації своєї зарядної потужності саме таку кількість груп ШР [4-6].

Полюси вимикачів в моделі розглядаються окремо для кожної з фаз: кожний полюс моделюється ідеальним вимикачем. Це дає можливість незалежно змінювати моменти замикання кожного з полюсів під час моделювання. Повітряна лінія моделюється еквівалентною заступною схемою з параметрами, що відповідають довжині ЛЕП НВН. Електроенергетична система задається трифазним джерелом напруги та еквівалентним реактивним опором.

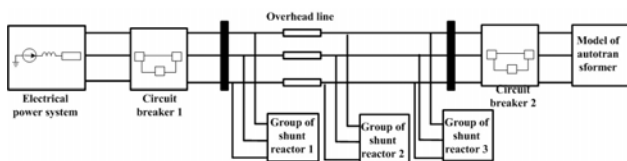


Рис. 2. Імітаційна модель ЛЕП НВН

За допомогою моделі (рис. 2), зокрема, були досліджені діапазони кутів комутації при яких виникають небезпечні перенапруги. Дослідження виконувались при варіації довжини лінії від 415 до 525 км. Момент комутації лінії на невантажений АТ змінювався протягом повного періоду синусоїди $\delta \in [0; 360]$ з метою виявлення критичних значень для появи резонансних перенапруг. Показано, що необхідна умова виникнення перенапруг – це збіг двох факторів: довжини ЛЕП НВН і кута замикання полюсів вимикача. Слід відзначити, що довжина ЛЕП НВН є одним з визначальних факторів для перенапруг не тільки в несинусоїдальних, але також і в несиметричних режимах [6-9], хоча і джерело спотворень режиму, і поява відповідних резонансних контурів в цих випадках різні. Але довжина лінії визначається при проектуванні траси лінії, і фактор можливості появи перенапруг при цьому не враховують. Таким чином, для кожного виду перенапруг заходи щодо їх попередження на даній ЛЕП НВН доводиться розробляти та реалізувати окремо. Захід, який буде ефективним для перенапруг в несинусоїдальному режимі, буде неефективним в несиметричному режимі і навпаки [6-8]. В сучасних магістральних електричних мережах в першу чергу повинні використовуватись структурні заходи,

які пов'язані зі зміною робочої схеми та попередження появи аномального режиму. Також при необхідності можуть бути використані спеціальні налаштування за критерієм зменшення резонансних перенапруг пристроїв, які були встановлені з іншою метою.

Як показали дослідження, перенапруги при комутації невантаженого АТ суттєво залежать від моменту його включення. Таким чином, резонансні перенапруги можуть бути обмежені при використанні блоку керованої комутації, налаштованого на замикання контактів поблизу від нульового значення струму холостого ходу АТ, що попереджує появу гармонійних складових. В загальному випадку керована комутація являє собою засіб попередження небезпечних перехідних процесів за допомогою виконання операцій включення та/або відключення в заздалегідь визначений момент часу.

Розглянемо вибір критеріїв управління комутацією на прикладі розповсюджених в магістральних мережах об'єднаної енергосистеми (ОЕС) України елегазових вимикачів на номінальну напругу 750 кВ – LTB 800E4 компанії ABB (Asea Brown Boveri Ltd.). Компанія комплектує вимикачі свого виробництва пристроями керованої комутації SwitchSync F236. Вони призначені для видачі команд на замикання і/або розмикання полюсів вимикача в точці синусоїди струму або напруги, яка визначається за умовами усунення небажаного розвитку перехідних процесів при планових комутаціях джерел реактивної енергії, шунтувальних реакторів, автотрансформаторів та ін. Слід зауважити, що рекомендації по вибору моменту комутації за критерієм запобігання перенапругам на вищих гармонійних складових до цього часу були відсутні.

Для дослідження впливу кутів комутації на розвиток перехідних процесів була розроблена відповідна імітаційна модель (рис. 3), яка, на відміну від розробленої в [6], дозволяє досліджувати комутації як у нормальному, так і в аномальному режимах.

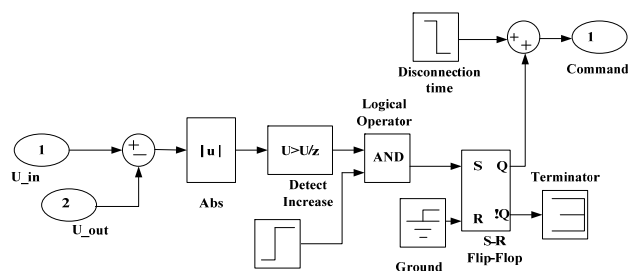


Рис. 3. Імітаційна модель пристрою керованої комутації Switchsync F236

Блок здійснює постійний контроль над модулем струму холостого ходу АТ. Як тільки крива струму холостого ходу досягає нульового значення (в блоці наявні модулі, де визначається тенденція зміни значення струму), підтверджується зовнішня команда та подається вихідний сигнал на вимикач, який, в свою чергу, миттєво замикає свої контакти. В самому блоці керованого вимикача можна задати момент замикання його полюсів, зазвичай замикання контактів відбувається, як тільки різниця між напругою джерела та на-

пругою на кінці лінії досягне мінімального значення, після часу замикання, яке визначене в самому блоці.

З метою оцінки ефективності заходу застосування керованої комутації для попередження перенапруг на гармонійних складових парної кратності розглянемо дві ЛЕП НВН з однаковими параметрами та характеристиками. Кожна з цих двох ліній комутується своїм вимикачем. Перша лінія комутується вимикачем з заводським налаштуванням, а друга - вимикачем з вибраним за критерієм мінімізації гармонічних перенапруг парної кратності. Момент комутації першої лінії потрапляє в інтервали кутів $[0; 140]$ та $[200; 240]$, а другої – в інтервали кутів $[140; 215]$ та $[275; 355]$. На рис. 4 наведені графіки напруг в першій та другій ЛЕП НВН після підключення ненавантаженого АТ (амплітудне значення для номінальної робочої фазної напруги ЛЕП 750 кВ складає 612 кВ).

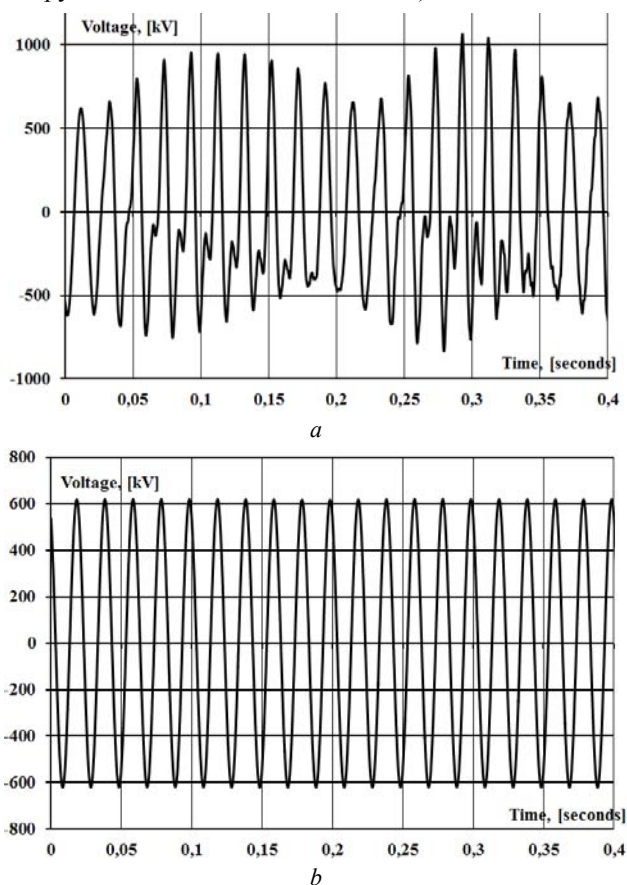


Рис. 4. Напруги ЛЕП НВН при налаштуваннях пристрою Switchsync F236:

a – стандартне налаштування;
b – налаштування на нерезонансні кути комутації

Команди включення або відключення, що подаються на вимикач, виконуються таким чином, щоб замикання контактів відбувалося в відповідний момент часу по відношенню до фазового кута. В даний час точність керованої комутації складає ± 2 мс, що не можна вважати цілком достатнім для забезпечення мінімізації струмів при вимиканні короткого замикання, але для попередження появи гармонійних складових в струмі ненавантаженого АТ такий розкид не є критичним. Як можна бачити, керована за критерієм зниження гармонічних перенапруг комутація

(рис. 4,*b*) суттєво обмежує їх кратність в порівнянні зі стандартним налаштуванням, коли момент замикання може потрапити в діапазон появи парних гармонійних складових в струмі АТ.

Висновки.

1. Необхідною умовою розвитку перенапруг в не-синусоїдних режимах магістральних електричних мереж є поява автопараметричного джерела нелінійних спотворень при включенні ненавантаженого автотрансформатора на лінію електропередачі надвисокої напруги, причому характерною є генерація вищих гармонійних складових парної кратності.

2. Резонансне налаштування електричного контуру заступної схеми лінії електропередачі є достатньою умовою появи перенапруг на відповідній гармонійній складовій. Визначальною характеристикою цієї умови є довжина лінії електропередачі.

3. За типовими значеннями параметрів елементів електропередачі номінальною напругою 750 кВ було отримано вираз для експрес-аналізу наявності достатніх умов появи резонансних перенапруг. Показано, що перенапруги на гармонічних складових парної кратності можна очікувати, якщо на кінцевих підстанціях ЛЕП НВН сумарно встановлено три групи шунтувальних реакторів.

4. Для попередження резонансних перенапруг або зниження їх до безпечного рівня доцільно використовувати пристрій керованої комутації елегазовим вимикачем. Інтервали безпечних кутів включення можуть бути визначені за допомогою розроблених імітаційних моделей ЛЕП НВН та пристрою керування вимикачем.

5. Якщо кут вмикання вимикача потрапляє в визначені інтервали, то навіть при налаштуванні його за іншим критерієм (наприклад, за величиною аперіодичної складової в струмі) вдається або повністю запобігти появі перенапруг, або знизити їх кратність до рівнів ефективної роботи традиційних захисних заходів.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Кузнецов В.Г., Тугай Ю.І., Шполянський О.Г. Використання керованої комутації для підвищення надійності роботи ЛЕП НВН // Праці Інституту електродинаміки Національної академії наук України. – 2012. – №32. – С. 123-128.
2. Naumkin I., Balabin M., Lavrushenko N., Naumkin R. Simulation of the 500 kV SF6 circuit breaker cutoff process during the unsuccessful three-phase autoreclosing // Proceedings of International Conference on Power Systems Transients. – Kyoto, Japan. – 2011. – pp. 5-11.
3. Наумкин И.Е. Аварийные отказы элегазовых выключателей при коммутации компенсированных ВЛ 500-1150 кВ // Электричество. – 2012. – №10. – С. 22-32.
4. de Mattos L.M.N., Mendes A.M.P., Tavares M.C., de Lima Filho J.F. Enhanced analysis of oscillatory undamped overvoltages in transformer energization // Electric Power Systems Research. – 2016. – vol.138. – pp. 72-77. doi: 10.1016/j.epsr.2016.03.034.
5. Кузнецов В.Г., Тугай Ю.І., Кучанський В.В. Дослідження впливу транспозиції лінії електропередачі надвисокої напруги на аномальні перенапруги // Технічна електродинаміка. – 2013. – №6. – С. 51-56.
6. De A., Debnath D., Chakrabarti A. A study on the impact of low-amplitude oscillatory switching transients on grid connected EHV transformer windings in a longitudinal power supply sys-

- tem // IEEE Transactions on Power Delivery. – 2009. – vol.24. – no.2. – pp. 679-686. doi: 10.1109/tpwr.2008.2008417.
7. Кузнецов В.Г., Тугай Ю.І., Кучанський В.В. Перенапруги при неповнофазному режимі // Технічна електродинаміка. – 2012. – №2. – С. 40-41.
8. Esmeraldo P.C.V., Amon F J., Carvalho F.M.S., Carvalho A.C.C., Morais S.A. Circuit-breaker requirements for alternative configurations of a 500 kV transmission system // IEEE Transactions on Power Delivery. – 1999. – vol.14. – no.1. – pp. 169-175. doi: 10.1109/61.736710.
9. Morched A., Gustavsen B., Tartibi M. A universal model for accurate calculation of electromagnetic transients on overhead lines and underground cables // IEEE Transactions on Power Delivery. – 1999. – vol.14. – no.3. – pp. 1032-1038. doi: 10.1109/61.772350.
10. Ketabi A., Feuillet R. New approach to harmonic overvoltages reduction during transformer energization via controlled switching // 2009 15th International Conference on Intelligent System Applications to Power Systems. – Curitiba, Brazil. – 2009. – pp. 1589-1595. doi: 10.1109/isap.2009.5352837.

REFERENCES

1. Kuznetsov V.G., Tugay Yu.I., Shpolyansky O.G. The using of controlled switching to improve the reliability of the EHV transmission lines. *Works of the Institute of Electrodynamics of the National Academy of Sciences of Ukraine*, 2012, no.32, pp. 123-128. (Ukr).
2. Naumkin I., Balabin M., Lavrushenko N., Naumkin R. Simulation of the 500 kV SF6 circuit breaker cutoff process during the unsuccessful three-phase autoreclosing. *Proceedings of International Conference on Power Systems Transients*, Kyoto, Japan, 2011, pp. 5-11.
3. Naumkin I.E. Emergency failures of gas-insulated circuit breakers for switching compensated lines 500-1150 kV. *Electricity*, 2012, no.10, pp. 22-32. (Rus).
4. de Mattos L.M.N., Mendes A.M.P., Tavares M.C., de Lima Filho J.F. Enhanced analysis of oscillatory undamped overvoltages in transformer energization. *Electric Power Systems Research*, 2016, vol.138, pp. 72-77. doi: 10.1016/j.epsr.2016.03.034.
5. Kuznetsov V.G., Tugay Yu.I., Kuchansky V.V. Investigation of the effect of transposition of the extra high voltage transmission line on abnormal overvoltage. *Technical electro-dynamics*, 2013, no.6, pp. 51-56. (Ukr).
6. De A., Debnath D., Chakrabarti A. A study on the impact of low-amplitude oscillatory switching transients on grid connected EHV transformer windings in a longitudinal power supply system. *IEEE Transactions on Power Delivery*, 2009, vol.24, no.2, pp. 679-686. doi: 10.1109/tpwr.2008.2008417.
7. Kuznetsov V.G., Tugay Yu.I., Kuchansky V.V. Overvoltages in single-phase mode. *Technical electro-dynamics*, 2012, no.2, pp. 40-41. (Ukr).
8. Esmeraldo P.C.V., Amon F J., Carvalho F.M.S., Carvalho A.C.C., Morais S.A. Circuit-breaker requirements for alternative configurations of a 500 kV transmission system. *IEEE Transactions on Power Delivery*, 1999, vol.14, no.1, pp. 169-175. doi: 10.1109/61.736710.
9. Morched A., Gustavsen B., Tartibi M. A universal model for accurate calculation of electromagnetic transients on overhead lines and underground cables. *IEEE Transactions on Power Delivery*, 1999, vol.14, no.3, pp. 1032-1038. doi: 10.1109/61.772350.

10. Ketabi A., Feuillet R. New approach to harmonic overvoltages reduction during transformer energization via controlled switching. *2009 15th International Conference on Intelligent System Applications to Power Systems*, Curitiba, Brazil, 2009, pp. 1589-1595. doi: 10.1109/isap.2009.5352837.

Надійшла (received) 14.02.2018

Кузнецов Володимир Григорович¹, д.т.н., чл.-кор. НАН України,
Тугай Юрій Іванович¹, д.т.н., с.н.с.,
Кучанський Владислав Володимирович¹, к.т.н.,
Лиховід Юрій Григорович²,
Мельничук Валентина Анатоліївна¹,
¹ Інститут електродинаміки НАН України,
03680, Київ, пр. Перемоги, 56,
тел/phone +380 44 2230450,
e-mail: kuznetsov@ied.org.ua; tugay@ukr.net;
skilldur@ukr.net; yit@ua.fm
² ДП «НЕК «Укренерго»,
01032, Київ, вул. С. Петлюри, 25,
тел/phone +380 44 3662538,
e-mail: re_nim_tor@ukr.net

V.G. Kuznetsov¹, Yu.I. Tugay¹, V.V. Kuchanskiy¹,
Yu.G. Lyhovyd², V.A. Melnichuk¹

¹ The Institute of Electrodynamics of the NAS of Ukraine,
56, prospect Peremogy, Kiev-57, 03680, Ukraine.

² UKRENERGO NPC SE,
25, Symona Petliury Str, Kyiv, 01032, Ukraine.

The resonant overvoltage in non-sinusoidal mode of main electric network.

Purpose. The resonant overvoltage arises in main electrical networks as a result of random coincidence of some parameters of circuit and its mode and it may exist for a relatively long time. Therefore, the traditional means of limitation of short duration commutation surges are not effective in this case. The study determines conditions of appearance and development of non-sinusoidal mode after switching idle autotransformer to the overhead line of extra high voltage. The purpose of the paper is to choose measures for prevention overvoltage, too. **Methodology.** The study has used the result of extra high voltage line testing, the methods of electric circuit theory and the simulation in the MATLAB & Simulink package. **Results.** The simulation model of the extra high voltage transmission line for the study of resonant non-sinusoidal overvoltage is developed. The conditions for the appearance of resonant circuits in the real power line are found and harmonic frequency in which overvoltage arises are obtained. The study proposes using the controlled switching device as a measure to prevent resonance surges and determines the appropriate settings. **Originality.** The expression for calculation of resonant length of extra high voltage line was derived. The special investigation of processes in the resonant circuit of the extra high voltage transmission line for higher harmonic components of voltage is carried out. The program of switching for control apparatus that prevents non-sinusoidal overvoltage has been developed at the first time. **Practical value.** The using of the proposed settings of controlled switchgear will prevent the occurrence of hazardous resonant surge on higher harmonic components of voltage. References 10, figures 4.

Key words: main electric network, extra high voltage transmission line, resonant overvoltage, nonsinusoidal mode, controlled switching.

Матеріали приймаються за адресою:

Кафедра "Електричні апарати", НТУ "ХПИ", вул. Кирпичова, 21, м. Харків, 61002, Україна

Електронні варіанти матеріалів по e-mail: a.m.grechko@gmail.com

Довідки за телефонами: +38 050 653 49 82 Клименко Борис Володимирович

+38 067 359 46 96 Гречко Олександр Михайлович

