

ISSN 2074-272X

науково-практичний
журнал

2018/6



EIE Електротехніка і 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

Електричні станції, мережі і системи

**З 2015 р. 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
Colak I.	Professor, Nisantasi University, Istanbul, Turkey
Doležel I.	Professor, University of West Bohemia, Pilsen, Czech Republic
Féliachi M.	Professor, Technological Institute of Saint-Nazaire, University of Nantes, France
Gurevich V.I.	Ph.D., Honorable Professor, Central Electrical Laboratory of Israel Electric Corporation, Haifa, Israel
Ida N.	Professor, The University of Akron, Ohio, USA
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 (IED of NASU), Kyiv, Ukraine
Nacke B.	Professor, Gottfried Wilhelm Leibniz Universität, Institute of Electrotechnology, Hannover, Germany
Podoltsev A.D.	Professor, IED of NASU, Kyiv, Ukraine
Rainin V.E.	Professor, Moscow Power Engineering Institute, Russia
Rezynkina M.M.	Professor, NTU "KhPI", Ukraine
Shkolnik A.A.	Ph.D., Central Electrical Laboratory of Israel Electric Corporation, member of CIGRE (SC A2 - Transformers), Haifa, Israel
Trichet D.	Professor, Institut de Recherche en Energie Electrique de Nantes Atlantique, Nantes, France
Yatchev I.	Professor, Technical University of Sofia, Sofia, Bulgaria
Yufarov V.B.	Professor, National Science Center "Kharkiv Institute of Physics and Technology", Ukraine
Zagirnyak M.V.	Professor, Member of NAES of Ukraine, rector of Kremenchuk M.Ostrohradskiy 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., НДПКи "Молнія" НТУ "ХПІ"
Буряковський С.Г.	професор, директор НДПКи "Молнія" НТУ "ХПІ"
Буткевич О.Ф.	професор, Інститут електродинаміки НАНУ
Василів К.М.	професор, НУ "Львівська Політехніка"
Васьковський Ю.М.	професор, НТУУ "Київський політехнічний інститут ім. Ігоря Сікорського"
Гриб О.Г.	професор, НТУ "ХПІ"
Гурин А.Г.	професор, НТУ "ХПІ"
Жемеров Г.Г.	професор, НТУ "ХПІ"
Клепиков В.Б.	професор, НТУ "ХПІ"
Міліх В.І.	професор, НТУ "ХПІ"
Михайлов В.М.	професор, НТУ "ХПІ"
Омельяненко В.І.	професор, НТУ "ХПІ"
Петрушин В.С.	професор, ОНПУ, Одеса
Пуйло Г.В.	професор, ОНПУ, Одеса
Резинкін О.Л.	професор, НТУ "ХПІ"
Сосков А.Г.	професор, ХНУМГ імені О.М. Бекетова
Щербак Я.В.	професор, НТУ "ХПІ"
Ягуп В.Г.	професор, ХНУМГ імені О.М. Бекетова

* 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.), Institute "Molniya" of NTU "KhPI"
Buriakovskiy S.G.	Professor, Director of Institute "Molniya" of NTU "KhPI"
Butkevych O.F.	Professor, IED of NASU
Vasyliv K.M.	Professor, Lviv Polytechnic National University
Vaskovskiy Yu.M.	Professor, NTUU "Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute"
Gryb O.G.	Professor, NTU "KhPI"
Guryn A.G.	Professor, NTU "KhPI"
Zhemerov G.G.	Professor, NTU "KhPI"
Klepikov V.B.	Professor, NTU "KhPI"
Milykh V.I.	Professor, NTU "KhPI"
Mikhaylov V.M.	Professor, NTU "KhPI"
Omel'yanenko V.I.	Professor, NTU "KhPI"
Petrushin V.S.	Professor, Odessa National Polytechnic University
Puilo G.V.	Professor, Odessa National Polytechnic University
Rezynkin O.L.	Professor, NTU "KhPI"
Soskov A.G.	Professor, O.M. Beketov NUUE in Kharkiv
Shcherbak Ya.V.	Professor, NTU "KhPI"
Yagup V.G.	Professor, O.M. Beketov NUUE in Kharkiv

* 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: +380 57 7076281, +380 67 3594696, e-mail: a.m.grechko@gmail.com

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 17.12.2018 р. Формат 60 x 90 1/8. Папір – офсетний. Друк – лазерний. Друк. арк. 9,25.

Наклад 200 прим. Зам. № 66/172-06-2018. Ціна договірна.

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



ЗМІСТ

Електротехніка. Визначні події. Славені імена

Баранов М.И. Антология выдающихся достижений в науке и технике. Часть 46: Термоядерная энергетика. Термоядерные реакторы и электростанции: ретроспектива исследований управляемого термоядерного синтеза, их современное состояние и будущее..... 3

Електричні машини та апарати

Болух В.Ф., Шукин И.С. Оптимизационный подход к выбору параметров линейного импульсного индукционного электромеханического преобразователя..... 18

Електротехнічні комплекси та системи. Силова електроніка

Жемеров Г.Г., Крылов Д.С. Концепция построения силовых цепей многоуровневого модульного преобразователя и его транзисторных модулей..... 26

Kuznetsov B.I., Nikitina T.B., Kolomiets V.V., Bovdui I.V. Improving of electromechanical servo systems accuracy 33

Яровенко В.А., Черников П.С., Варбанец Р.А., Зарицкая Е.И. Оптимальное управление гребными электродвигателями электроходов при реверсировании 38

Теоретична електротехніка та електрофізика

Suprunovska N.I., Shcherba M.A. Application of Vyshnegradky's diagrams for transient analysis in electric discharge installations with stochastic load 47

Чунихин К.В. О влиянии уровня внешнего магнитного поля и длины на магнитный момент цилиндрических сердечников..... 51

Техніка сильних електричних та магнітних полів. Кабельна техніка

Баранов М.И. Выбор сечений электрических проводов и кабелей в цепях устройств высоковольтной силовоточной импульсной техники 56

Беспрозванных А.В., Бойко А.Н., Рогинский А.В. Влияние диэлектрического барьера на распределение электрического поля в высоковольтной композитной изоляции электрических машин..... 63

Електричні станції, мережі і системи

Dehghani M., Mardaneh M., Montazeri Z., Ehsanifar A., Ebadi M.J., Grechko O.M. Spring search algorithm for simultaneous placement of distributed generation and capacitors 68

TABLE OF CONTENTS

Electrical Engineering. Great Events. Famous Names

Baranov M.I. An anthology of the distinguished achievements in science and technique. Part 46: Thermonuclear power engineering. Thermonuclear reactors and power plants: retrospective view of investigations of the controlled thermonuclear synthesis, their state-of-the-art and future 3

Electrical Machines and Apparatus

Bolyukh V.F., Schukin I.S. An optimization approach to the choice of parameters of linear pulse induction electromechanical converter 18

Electrotechnical Complexes and Systems. Power Electronics

Zhemerov G.G., Krylov D.S. Concept of construction of power circuits of a multilevel modular converter and its transistor modules..... 26

Kuznetsov B.I., Nikitina T.B., Kolomiets V.V., Bovdui I.V. Improving of electromechanical servo systems accuracy 33

Yarovenko V.A., Chernikov P.S., Varbanets R.A., Zaritskaya E.I. Optimal control of the electric ships' propulsion motors during reversal 38

Theoretical Electrical Engineering and Electrophysics

Suprunovska N.I., Shcherba M.A. Application of Vyshnegradky's diagrams for transient analysis in electric discharge installations with stochastic load 47

Chunikhin K.V. On the influence of the level of an external magnetic field and the length on the magnetic moment of cylindrical cores..... 51

High Electric and Magnetic Field Engineering. Cable Engineering

Baranov M.I. A choice of sections of electric wires and cables in circuits of devices of high-voltage high-current impulse technique.....	56
Bezprozvannykh G.V., Boyko A.N., Roginskiy A.V. Effect of a dielectric barrier on the electric field distribution in high-voltage composite insulation of electric machines.....	63

Power Stations, Grids and Systems

Dehghani M., Mardaneh M., Montazeri Z., Ehsanifar A., Ebadi M.J., Grechko O.M. Spring search algorithm for simultaneous placement of distributed generation and capacitors.....	68
---	----

ШАНОВНІ ЧИТАЧІ!

Науково-практичний журнал «Електротехніка і Електромеханіка» – передплатне видання. Вартість передплати на 2019 рік – 644,94 грн., на два місяці – 107,49 грн., на чотири місяці – 214,98 грн., на шість місяців – 322,47 грн., на вісім місяців – 429,96 грн., на десять місяців – 537,45 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.

Згідно рішення експертної ради МОН України від 28 листопада 2018 р. науково-практичний журнал «Електротехніка і Електромеханіка» включено до категорії «А» Переліку фахових видань України з технічних наук.

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 УкрІНТЕІ.

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 (ICV 2017: 100.00), Російський Індекс Научного Цитування – РИНЦ (ELIBRARY), 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 46: ТЕРМОЯДЕРНАЯ ЭНЕРГЕТИКА. ТЕРМОЯДЕРНЫЕ РЕАКТОРЫ И ЭЛЕКТРОСТАНЦИИ: РЕТРОСПЕКТИВА ИССЛЕДОВАНИЙ УПРАВЛЯЕМОГО ТЕРМОЯДЕРНОГО СИНТЕЗА, ИХ СОВРЕМЕННОЕ СОСТОЯНИЕ И БУДУЩЕЕ

Наведено науково-технічний огляд про ретроспективу досліджень в провідних країнах світу керованого термоядерного синтезу (КТС) легких ядер, сучасний стан розробок і можливі перспективи світового розвитку наукоємної техніки в області термоядерної енергетики. Приведені ядерно-фізичні основи процесу протікання КТС в суміші легких ядер. Представлені дані про результати початкового і сучасного етапів досліджень в області КТС. Описані основні конструкції і технічні характеристики термоядерних реакторів (ТЯР), що використовують магнітне і інерційне утримання гарячої плазми. Проаналізований світовий прогрес в області розробки, створення і дослідження експериментальних ТЯР, що базуються на системах утримання гарячої плазми в тороїдальних магнітних «пастках» (установки-токамаки і стеларатори) і інерційних системах лазерно-імпульсної технології мікробухів мішеней-капсул термоядерного палива. Приведені дані про основні види термоядерного палива, яке може застосовуватися в робочих циклах ТЯР, і безпеку ТЯР. Вказані основні проблеми в області КТС для експериментальних ТЯР і створення в майбутньому термоядерних електричних станцій (ТЯЭС). Відмічена важлива роль ТЯЭС і термоядерної енергетики в забезпеченні людства в довгостроковій перспективі електроенергією. Бібл. 29, табл. 2, рис. 16.

Ключові слова: термоядерний синтез і реактор, термоядерна енергетика, токамак, стеларатор, лазерно-імпульсний реактор, безпека термоядерного реактора, термоядерна електрична станція майбутнього, проблеми і можливі перспективи розвитку світової термоядерної енергетики.

Приведен научно-технический обзор о ретроспективе исследований в ведущих странах мира управляемого термоядерного синтеза (УТС) легких ядер, современном состоянии разработок и возможных перспективах мирового развития наукоёмкой техники в области термоядерной энергетики. Приведены ядерно-физические основы процесса протекания УТС в смеси легких ядер. Представлены данные о результатах начального и современного этапов исследований в области УТС. Описаны основные конструкции и технические характеристики термоядерных реакторов (ТЯР), использующих магнитное и инерционное удержание горячей плазмы. Проанализирован мировой прогресс в области разработки, создания и исследования экспериментальных ТЯР, базирующихся на системах удержания горячей плазмы в тороидальных магнитных «ловушках» (установки-токамаки и стеллараторы) и инерционных системах лазерно-импульсной технологии микровзрывов мишеней-капсул термоядерного топлива. Приведены данные об основных видах термоядерного топлива, которое может применяться в рабочих циклах ТЯР, и безопасности ТЯР. Указаны основные проблемы в области УТС для экспериментальных ТЯР и создания в будущем термоядерных электрических станций (ТЯЭС). Отмечена важная роль ТЯЭС и термоядерной энергетики в обеспечении человечества в долгосрочной перспективе электроэнергией. Библ. 29, табл. 2, рис. 16.

Ключевые слова: термоядерный синтез и реактор, термоядерная энергетика, токамак, стелларатор, лазерно-импульсний реактор, безопасность термоядерного реактора, термоядерная электрическая станция будущего, проблемы и возможные перспективы развития мировой термоядерной энергетики.

Введение. Из всемирной истории развития на планете Земля современной цивилизации явствует, что потребности человечества в различных видах энергии из года в год неуклонно возрастают. В этой связи, перед землянами объективно встают общепланетарные вопросы: как удовлетворять с возрастанием народонаселения все возрастающие потребности людей и производств всего мира в энергии и на каких принципах создавать далее новые мощные безопасные искусственные источники энергии? Вот уже несколько столетий основным источником как тепловой, так и электрической энергии для жителей Земли является использование (как правило, сжигание) планетарных запасов природного органического топлива – древесины, каменного угля, нефти и газа. Известно, что запасы данного топлива на нашей планете весьма ограничены. Считается, что к 2050 г. производство энергии в мире возрастет примерно в три раза по сравнению с ее нынешним уровнем и составит около 10^{21} Дж/год [1]. Поэтому в обозримом будущем такой источник энергии как органическое топливо придется землянам заменить на другие источники энергии и соответственно на другие виды ее производства.

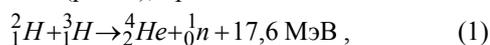
В этой связи уже в настоящее время ядерная энергетика [2] и альтернативная энергетика с ее возобновляемыми источниками энергии [3] стали активно внедряться в производство тепловой и электрической энергии по всему миру. По мнению авторитетных специалистов-энергетиков альтернативная энергетика способна удовлетворить энергетические потребности человечества лишь в сравнительно незначительной доли энергии (сейчас эта доля в мире не превышает 10 % [3]). Поэтому объективно ядерная энергетика остается для нас основным кандидатом для энергетики ближайшего будущего [1]. В настоящее время в этом сложном энергетическом секторе в промышленном масштабе физиками-ядерщиками и инженерами-энергетиками освоены лишь ядерные реакции деления тяжелых ядер ряда изотопов таких радиоактивных химических элементов как урана ${}_{92}^{238}\text{U}$, плутония ${}_{94}^{244}\text{Pu}$ и тория ${}_{90}^{232}\text{Th}$ [2]. Эти реакции широко используются на современных мощных атомных электрических станциях (АЭС), базирующихся на применении в их технологическом цикле ядерных реакторов (ЯР), работающих на медленных или быстрых

© М.И. Баранов

нейтронах [2, 4]. Существенным недостатком ЯР является наличие от их работы долгоживущих радиоактивных отходов в большом количестве, представляющих огромную мировую проблему. На утилизацию и безопасное хранение данных отходов в мире затрачиваются огромные финансовые средства. Кроме того, эти отходы в течение десятков тысяч лет представляют серьезную экологическую угрозу для всего живого на Земле. Учитывая эти особенности функционирования ЯР на АЭС, физики-ядерщики еще с 1950-х годов обратили свое внимание на реакции термоядерного синтеза, протекающие в *термоядерных реакторах* (ТЯР). Основным и принципиальным отличием этих реакций синтеза в ТЯР от ядерных реакций деления в ЯР является отсутствие от работы ТЯР долгоживущих радиоактивных отходов. Считается, что после остановки ТЯР наведенная радиоактивность тугоплавких стенок защитного blankets (от англ. слова «blanket» – «одеяло») в его активной зоне будет снижаться во времени до безопасных уровней в течение ~30 лет [1]. Кроме того, для осуществления в ТЯР термоядерных реакций синтеза на Земле имеются неисчерпаемые запасы топлива. Несмотря на все сложности осуществления в ТЯР управляемого термоядерного синтеза (УТС) легких химических элементов (например, таких изотопов водорода ${}^1_1\text{H}$ (протия) как дейтерия D – ${}^2_1\text{H}$ и трития T – ${}^3_1\text{H}$ [4]), указанные причины побудили в середине 1950-х годов ведущие ядерные страны мира, включая СССР, США, Великобританию и Францию, начать широкомасштабные исследования по УТС [1, 5, 6]. Добавим к вышеуказанному то, что к этому времени в США и СССР в военных целях были проведены успешные испытания первых мощных водородных зарядов и бомб [1, 7], использовавших термоядерные реакции взрывного типа и подтвердивших принципиальную возможность осуществления в земных условиях термоядерного синтеза дейтерия D и трития T.

Целью статьи является составление научно-технического обзора о ретроспективе исследований, современном состоянии, проблемах и возможных перспективах развития в мире термоядерной энергетики.

1. Краткие основы физики термоядерного синтеза легких ядер в ТЯР. Начнем с того, что укажем, что УТС – это невзрывной в макрообъемах вещества синтез более тяжелых атомных ядер из менее легких ядер с целью получения энергии [4, 6]. В соответствии с законами ядерной физики энергия при УТС выделяется за счет дефекта масс участвующих в нем ядер – масса получаемых при этом ядер и частиц оказывается меньше массы первоначальных ядер [4]. Применив к УТС закон сохранения энергии и эйнштейновский принцип эквивалентности массы и энергии, мы можем убедиться в достоверности физического факта выделения при УТС энергии сильного взаимодействия. Так, для ядерной реакции синтеза дейтерия D и трития T (рис. 1), протекающей по схеме вида



для каждого акта синтеза (слияния) указанных ядер выделяется энергия, равная около 17,6 МэВ [1, 4, 6]. В результате этой ядерной реакции «рождается» такой

химический элемент как гелий с его ядром ${}^4_2\text{He}$, обладающим кинетической энергией 3,5 МэВ, и быстрый высокоэнергетический нейтрон ${}^1_0\text{n}$, обладающий кинетической энергией в 14,1 МэВ. Следует напомнить читателю известные данные, что используемая в ядерной физике внесистемная единица энергии $1 \text{ эВ} = 1,602 \cdot 10^{-19} \text{ Дж}$ (один электронвольт – это энергия, которую приобретает электрон, преодолевая разность потенциалов в один вольт) практически эквивалентна для микровещества его абсолютной температуре 11600 К [4]. Добавим, что согласно законам молекулярной физики абсолютная температура газа (плазмы) является мерой средней кинетической энергии его молекул (атомных ядер) [4]. Кроме того, отметим, что для протекания по (1) реакции типа D–T в активной зоне ТЯР должна поддерживаться температура не менее $100 \cdot 10^6 \text{ К}$ [4, 5, 8]. Причиной тому является то, что для слияния двух ядер в одно требуется сначала их сблизить на расстояние действия между ними сил сильного взаимодействия, преодолевая кулоновское отталкивание их положительно заряженных протонов (из ядерной физики известно, что для всех ядер силы притяжения сильного взаимодействия имеют радиус действия значительно меньше, чем для сил их кулоновского отталкивания [4]). Для ТЯР единственным способом преодоления указанных кулоновских сил является использование энергии теплового движения ядер [4–8].

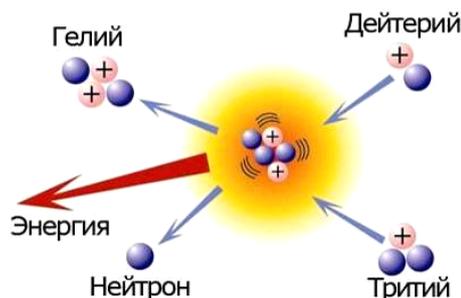


Рис. 1. Схематическое изображение перспективной термоядерной реакции синтеза в ТЯР дейтерия D и трития T [6]

В ходе многолетних исследований физиками-ядерщиками ведущих научных центров мира было установлено, что для надежного протекания УТС в высокотемпературной плазме (смеси используемых легких ядер) ТЯР одновременно должны выполняться как минимум следующие три основных условия [5, 8]:

- скорость соударения ядер в плазме должна соответствовать ее температуре T_p в камере ТЯР (при этом для реакции типа D–T температура $T_p > 10^8 \text{ К}$);
- критерий Лоусона, формулируемый для термоядерной реакции типа D–T в виде следующего математического соотношения: $n_p \tau_p > 10^{14} \text{ см}^{-3} \cdot \text{с}$, где n_p , τ_p – соответственно плотность и время удержания высокотемпературной плазмы в активной зоне ТЯР;
- критерий «зажигания» смеси легких ядер.

Здесь нам требуется заметить, что величина τ_p – это не время, в течение которого в ТЯР поддерживается горячая плазма с указанной выше температурой T_p . Следует указать то, что время τ_p удержания плазмы в ТЯР равно отношению запасенной в рассматриваемой плазме тепловой энергии к мощности потерь

этой энергии [9]. Для лучшего понимания этого специального материала из области физики высокотемпературной плазмы укажем, что согласно критерию Лоусона при температуре T_p смеси дейтерия D и трития T в активной зоне ТЯР, равной 10 кэВ (примерно $116 \cdot 10^6$ К [4]), для протекания в ней (этой зоне) УТС нужно получить в ТЯР произведение числа n_p частиц указанного термоядерного топлива в 1 см^3 на время τ_p их удержания (в секундах), численно равное не менее $10^{14} \text{ см}^{-3} \cdot \text{с}$. При этом оказывается неважным тот факт, что будет у нас в ТЯР плазма с концентрацией порядка $n_p = 10^{14} \text{ см}^{-3}$ и временем ее удержания $\tau_p = 1$ с или с концентрацией $n_p = 10^{23} \text{ см}^{-3}$ и временем ее удержания $\tau_p = 1$ нс [9]. Принято считать, что критерий Лоусона отвечает за получение в ТЯР энергетически выгодной термоядерной реакции синтеза в смеси легких ядер. Выполнение же критерия «зажигания» плазмы для ТЯР означает, что той доли термоядерной энергии, которая остается в плазме, хватает для поддержания в ней необходимой температуры T_p и дополнительного нагрева плазмы из легких ядер в ТЯР не требуется [9].

2. Начальный этап исследований управляемого термоядерного синтеза. В 1950 г. по предложению академика АН СССР Курчатова И.В. (1903-1960 гг.) чл.-корр. АН СССР Арцимович Л.А. (1909-1973 гг.) был назначен Председателем СМ СССР Сталиным И.В. научным руководителем советских экспериментальных исследований по УТС [10]. С этого времени и начались исследования в мире УТС. Принято считать, что первоначальная идея и первая схема построения лабораторной установки для получения УТС были предложены в 1950 г. талантливым советским физиком-самоучкой, проходившим тогда в качестве сержанта срочную военную службу на Дальнем Востоке страны, Лаврентьевым О.А. (1926-2011 гг.), многие годы проработавшим после переломного для него и всего СССР 1953 г. (времени смерти Сталина И.В., расстрела Берия Л.П. и фактической «высылки» этого физика его недоброжелателями-учеными из г. Москвы) в Украинском физико-техническом институте (УФТИ, ныне Национальном научном центре «ХФТИ» НАНУ, г. Харьков) и ставшим вначале к.ф.-м.н. в СССР и затем д.ф.-м.н. в независимой Украине [7, 11, 12]. Удивительным фактом является то, что предложенная в полной изоляции на острове Сахалин казалась бы физиком-непрофессионалом Лаврентьевым О.А. схема установки для осуществления УТС в 1951 г. была доработана физиками-профессионалами тогда еще к.ф.-м.н. Сахаровым А.Д. (1921-1989 гг.) и чл.-корр. АН СССР Таммом И.Е. (1895-1971 гг.), работавшими в Физическом институте им. П.Н. Лебедева АН СССР и оба ставшими впоследствии за выдающиеся результаты работ по Атомному проекту СССР академиками АН СССР и Героями Труда, и получила в конце концов широко известное в научном мире название «ТОКАМАК» [11-14]. Данная аббревиатура чисто советского происхождения расшифровывается как «ТОроидальная КАмера с МАгнитными КАтушками» [5, 9]. Так с 1950-х годов в области УТС и началась в научном физическом мире эра установок-токамаков, продолжающаяся и поныне. Подчеркнем то, что технические предложения Лав-

рентьева О.А. по УТС, изложенные им в ряде писем в ЦК ВКП(б) и лично Сталину И.В., послужили своеобразным «катализатором» для появления в СССР правительственной программы исследований УТС [15]. Так, 5 мая 1951 г. Сталиным И.В. было утверждено закрытое Постановление СМ СССР №1463-732сс/оп «О проведении научно-исследовательских и экспериментальных работ по выяснению возможности осуществления магнитного термоядерного реактора» (сейчас оно рассекречено) [15]. Этот документ явился первым не только в СССР, но и первым в мире правительственным актом, свидетельствующим о начале поисковых работ физиков по УТС. Интересно заметить, что автору по служебным делам в 2000-е годы посчастливилось лично пообщаться с легендарным физиком Лаврентьевым О.А., оставившим в отечественной атомной науке и технике, несмотря на все невзгоды и потрясения в его насыщенной творчеством жизни, заметный «след». Знакомясь с материалами середины 1950-х годов по УТС [12, 15], предложенными в одиночку на глухом краю СССР этим талантливым человеком-самоходком с семиклассным образованием, вместе с другими учеными поражаешься его интуиции и способностям.

2.1. Термоядерные установки-токамаки. На рис. 2 в общем виде приведена схема построения термоядерной установки «ТОКАМАК», использовавшаяся на первоначальном этапе исследований УТС [9-14].

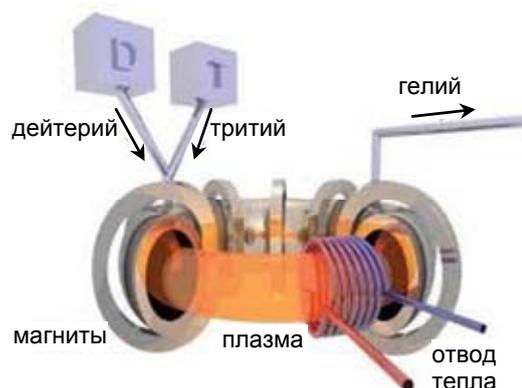


Рис. 2. Схематическое изображение термоядерной установки «ТОКАМАК» со сверхпроводящими катушками тороидального магнитного поля, использующей в своей вакуумной тороидальной камере высокотемпературную плазму из смеси взаимодействующих ядер дейтерия D и трития T [9]

Укажем, что с 1951 г. теоретические исследования по проблеме УТС в СССР возглавил будущий академик АН СССР Леонтович М.А. (1903-1981 гг.) [12]. Важно отметить, что в 1956 г. по специальному распоряжению Председателя СМ СССР Хрущева Н.С. работы по УТС в СССР были полностью рассекречены [10]. Это позволило академику АН СССР Курчатову И.В. в том же 1956 г. при его поездке в Англию в составе правительственной делегации сделать в Британском ядерном центре (г. Харуэлл) доклад о первых результатах исследований УТС, полученных советскими физиками. Это событие для Запада стало настоящей сенсацией (собственные работы по УТС у них были тайною «за семью печатями»). Из рис. 2 видно, что кольцевыми сверхпроводящими катушками,

охлаждаемыми жидким гелием, в токамаке создается тороидальное магнитное поле, изолирующее высокотемпературную D–T плазму от стенок ее тороидальной камеры [5, 8]. В этой связи высокотемпературная плазма в ТЯР удерживается не стенками тороидальной камеры с тугоплавким бланкетом, который не способен выдерживать ее температуру в сотни миллионов градусов, а специально создаваемыми скрещенными магнитными полями: тороидальным и полоидальным (рис. 3). Особенностью «ТОКАМАКА» стало использование кольцевого электрического тока, протекающего непосредственно через D–T плазму и предназначенного как для ее омического нагрева, так и создания вокруг шнура горячей плазмы азимутального магнитного поля, необходимого для ее дополнительного радиального сжатия и надежного удержания.

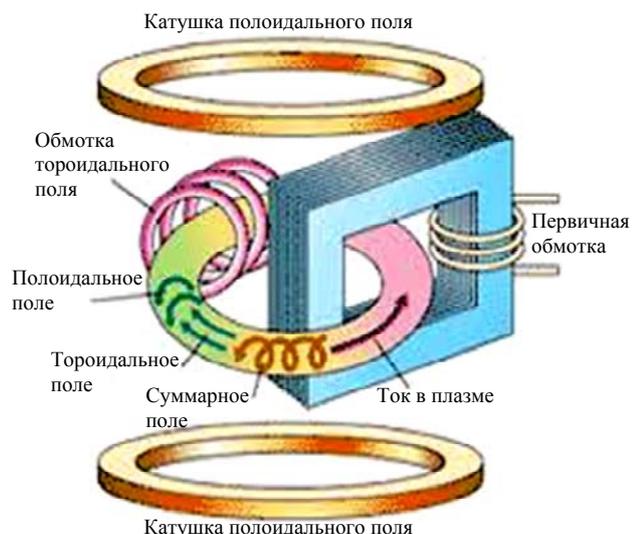


Рис. 3. Усовершенствованная схема построения термоядерной установки «ТОКАМАК», содержащая сверхпроводящие катушки тороидального и полоидального магнитных полей, а также систему возбуждения в плазме кольцевого тока [1, 5]

Согласно данным рис. 3 силовые линии суммарного магнитного поля в установке-токамак имеют форму спиралей, охватывающих центральную кольцевую ось плазменного тора, в котором должны происходить реакции УТС. Сила Лоренца, действующая на заряженные частицы горячей плазмы (ионы и электроны) в магнитном поле, заставляет их вращаться по так называемым ларморовским окружностям вокруг указанных спиралей-силовых линий суммарного магнитного поля в тороидальном шнуре плазмы [4]. Тем будет больше магнитная индукция в горячей плазме токамака, тем будет меньше ларморовский радиус этих частиц в смеси реагируемых ядер термоядерного топлива. Это обстоятельство будет воспрепятствовать разлету плазмы поперек суммарного магнитного поля в ее тороидальном шнуре. Следует отметить, что вместе с частицами плазмы рассматриваемое магнитное поле токамака будет удерживать в своей «ловушке» и заряженные продукты термоядерной реакции. В случае применения D–T смеси этими продуктами будут ядра гелия ${}^4\text{He}$ (альфа-частицы с энергией 3,5 МэВ) [7]. Охлаждаясь при кулоновских столкновениях с частицами плазмы, эти продукты D–T реакций будут передавать свою энергии плазме. Это явление откры-

вает возможность получения в токамаках режима с самоподдерживающимся термоядерным горением [1].

В 1968 г. группе советских физиков под научным руководством академика АН СССР Арцимовича Л.А. на установке «ТОКАМАК-3» (рис. 4) удалось впервые в мире зарегистрировать «термоядерные» нейтроны, «рождающиеся» в результате протекания ядерной реакции УТС в смеси ядер дейтерия D и трития T [10]. Достигнутая в этот период наибольшая температура D–T плазмы в замкнутой магнитной системе («ловушке») тороидального типа советской установки-токамака 1-го поколения типа «ТОКАМАК-3» составляла около 0,5 кэВ ($5,8 \cdot 10^6$ К) [1, 16]. Принцип магнитного удержания горячей плазмы при осуществлении УТС, реализованный в схеме на рис. 3, был использован также и при создании в 1970-е годы в СССР установок-токамаков 2-го поколения (типа Т-7, Т-10 и Т-11) [1]. Укажем, что УФТИ-ХФТИ АН УССР (г. Харьков) был в бывшем СССР одним из ведущих научных центров по разработке, созданию и исследованию экспериментальных термоядерных установок.

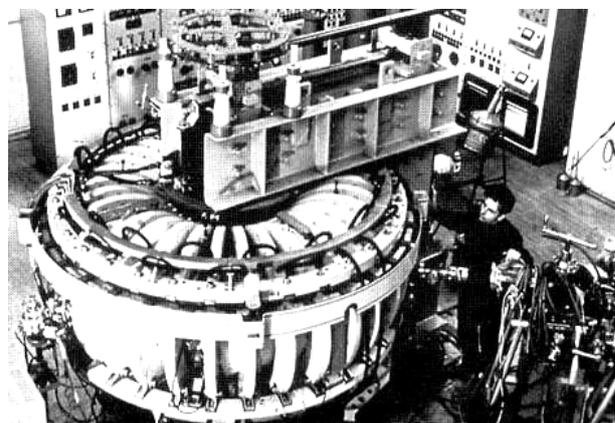


Рис. 4. Общий вид одной из первых в мире установок-токамаков типа «ТОКАМАК-3», сооруженной советскими физиками и инженерами-электриками в Институте атомной энергии им. И.В. Курчатова (1968 г., г. Москва, СССР) [11]

Так, в ХФТИ АН УССР в 1978 г. была запущена крупная исследовательская термоядерная установка «ТОКАМАК-7» [7, 17]. Кроме того, этот принцип построения токамаков был применен также и при создании за рубежом подобных термоядерных установок (например, типа PLT и DIII-D в США, типа ASDEX в Германии, TER во Франции и JET-2 в Японии) [1]. На установках-токамаках 2-го поколения уровни температур в термоядерной плазме достигали нескольких кэВ (несколько десятков миллионов градусов), а плотность n_p горячей плазмы составляла $\sim 10^{20} \text{ м}^{-3}$ [1]. В 1980-е годы в мире произошло дальнейшее развитие установок-токамаков 3-го поколения с большим радиусом тороидальной камеры до 2-3 м и плазменным кольцевым током в несколько мегаампер (например, типа JET и TORUS-SUPRA в Европе, JT60-U в Японии, TFTR в США и T-15 в СССР) [1, 18]. На рис. 5 приведен общий вид установки «ТОКАМАК-15» [18].

В табл. 1 представлены основные технические характеристики указанных выше экспериментальных токамаков 3-го поколения, в которых параметр $Q_f = P_{\text{syn}}/P_{\text{cost}}$, где P_{syn} , P_{cost} – соответственно значения

мощности термоядерного синтеза и используемых затрат, численно не превышал единицы [1, 18].

Отметим, что во всех термоядерных токамаках, построенных по состоянию на 2017 г. в ряде промышленно развитых стран мира (России, Украине, США, Великобритании, Германии, Франции, Японии, Китае, Казахстане и др.) в общем количестве до 300 штук, кольцевой мегаамперный ток, протекающий в их высокотемпературной плазме, обеспечивает ее первоначальный разогрев лишь до примерно $30 \cdot 10^6$ К [5, 14]. Дальнейший нагрев горячей плазмы в этих установках производится иными физическими способами [5].

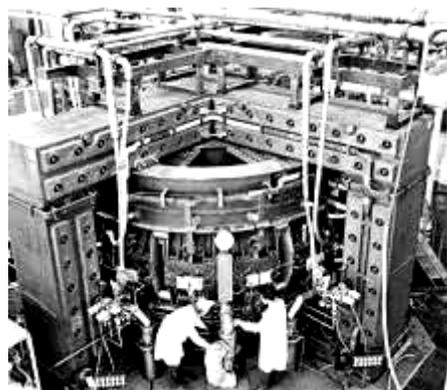


Рис. 5. Общий вид крупнейшей советской исследовательской термоядерной установки-токамака 3-го поколения типа «ТОКАМАК-15» (1980-е годы, г. Москва, СССР) [18]

Таблица 1
Основные технические характеристики крупнейших в мире токамаков 3-го поколения [1, 18]

Тип установки-токамака	JET	JT60-U	T-15	TFTR	TORUS-SUPRA
Большой радиус камеры, м	3	3,3	2,4	2,6	2,4
Малый радиус камеры, м	1	1	0,7	0,9	0,8
Ток в плазме, МА	7	3	2,5	3	2
Мощность нагрева плазмы, МВт	30	30	20	50	15
Магнитная индукция в плазме, Тл	3,5	4	3,5	6	4

На рис. 6 приведен общий вид мощной зарубежной установки-токамака JET (Joint European Torus) 3-го поколения, созданной в 1991 г. международной организацией «Евратом» в Великобритании [13, 18].

В токамаке типа JET был использован комбинированный нагрев его D–T плазмы объемом в 100 м^3 до температуры $150 \cdot 10^6$ К за счет инжекции в активную зону быстрых нейтральных частиц (20 МВт) и применения электромагнитных волн (32 МВт) с частотой, совпадающей с частотой вращения вокруг магнитных силовых линий в камере ТЯР электронов и ионов (режим электронно-ионного циклотронного резонанса) [13]. В итоге для этого токамака критерий Лоусона оказался лишь в 4–5 раз ниже уровня реакции «зажигания» смеси используемых в нем легких ядер [13, 19]. Укажем, что на токамаках типа JET (Великобритания) и TFTR (Test Fusion Tokamak Reactor, США) были впервые получены большие значения развиваемой термоядерной мощности в плазме при реакциях синтеза в D–T смеси: 11 МВт в TFTR и 16 МВт в JET [1, 13].



Рис. 6. Общий вид крупнейшего в мире действующего термоядерного токамака JET, созданного «Евратом» и расположенного вблизи г. Оксфорд в научном ядерном центре «Culham Lab» (1997 г., г. Абингдон, Великобритания) [18]

В настоящее время токамак типа JET успешно продолжает свою работу и на нем достигнута рекордная температура плазмы $300 \cdot 10^6$ К при длительности ее удержания $\tau_p \leq 1,2$ с [11]. На нем задействовано до 350 ведущих европейских физиков и специалистов. По мнению экспертов, нынешний брексит и возможный выход Великобритании из «Евратом» (Европейского сообщества по атомной энергии, отвечающего за безопасное использование ядерной энергии) существенно осложнит дальнейшую эксплуатацию крупнейшего в мире токамака типа JET [13]. Кроме того, снятие установки-токамака типа JET с эксплуатации приведет к образованию около 3000 м^3 радиоактивных отходов, утилизация которых будет стоить европейскому налогоплательщику до 360 млн. \$USA [13].

Важной проблемой для установок-токамаков долгое время была необходимость создания в горячей плазме кольцевого тока. С этой целью внутри их тора устанавливали массивный магнитопровод (см. рис. 3–6), магнитный поток которого непрерывно изменялся во времени [9]. Изменение этого потока согласно законам электродинамики приводит к созданию в рассматриваемой области вихревого электрического поля, наводящего в плазменном шнуре соответствующий ток. Данный ток должен был протекать в плазме непрерывно в одном направлении, что естественно реализовать было невозможно. Поэтому требуемый ток в плазме поддерживался лишь ограниченное время, измеряемое долями секунды, а в пределе несколькими секундами [9]. В ходе исследований на установках-токамаках электрофизиками был обнаружен так называемый бутстреп-ток, который возникал в плазме без влияния внешнего вихревого электрического поля. Кроме того, были разработаны методы циклотронного нагрева частиц плазмы, одновременно вызывающего в ней протекание необходимого кольцевого тока. Все это вместе давало потенциальную возможность для длительного поддержания в вакуумной камере экспериментального ТЯР горячей плазмы. На данный момент рекорд принадлежит крупному токамаку типа «Tore Supra» (ядерный центр в г. Кадараш, Франция), в котором плазма «горела» до 360 с [9, 19].

Учитывая приведенные сведения, можно констатировать, что изобретение и исследование токамаков,

потребовшее привлечения в ряде стран мира огромных творческих сил людей и финансовых средств, позволило человечеству все же приблизиться к практическому освоению такого неограниченного по своим возможностям источника энергии как УТС [5, 14].

2.2. Термоядерные установки-стеллараторы.

В плазменном торе токамаков розжиг плазмы происходит за счет образования в нем кольцевого электрического тока мегаамперного диапазона (см. рис. 3 и табл. 1). Из-за этого в торе («бублике») установки-токамака возникают движущиеся электроны и ионы, образующие азимутальные магнитные поля. Эти поля норовят разрушить основное тороидальное магнитное поле установки и дестабилизировать ее плазменный шнур. Важно отметить, что кольцевой ток в плазме в современных токамаках поддерживается сверхвысокочастотным электрическим полем, создаваемым первичной обмоткой индуктора, размещенного в центральной области тороидальной камеры. При этом плазменный шнур внутри камеры играет роль вторичной одновитковой обмотки понижающего трансформатора. Конструкцию термоядерной установки-стелларатора впервые в мире предложил в 1951 г. американский физик Л. Спитцер [20]. Свое название этот тип исследовательского термоядерного реактора получил от латинского слова «*stella*» – «звезда» [21]. Ведь планируемый уровень температуры в активной зоне этой термоядерной установки должен был превышать температуру (~15·10⁶ К) внутри ядра такой звезды как Солнце. В отличие от термоядерной установки-токамака в этой термоядерной установке-стеллараторе плазму из смеси легких ядер (например, из D–T смеси), возникающую в тороидальной вакуумной камере, нагревают и удерживают только внешние электрические токи и магнитные поля (рис. 7) [9].

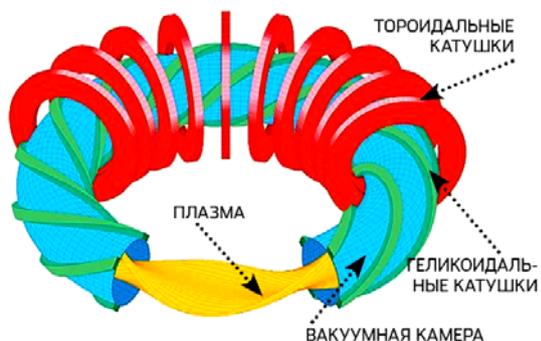


Рис. 7. Принципиальная схема построения исследовательской термоядерной установки-стелларатора, содержащей тороидальную вакуумную камеру с плазмой легких ядер, геликоидальные и тороидальные сверхпроводящие катушки для формирования магнитного поля сложной формы [9]

В этой связи в конструкции стелларатора потребовалось применение сверхпроводящих геликоидальных катушек сложной формы (см. рис. 7). Поискные исследования электрофизиков показали, что другим возможным путем создания термоядерной установки-стелларатора может быть применение вакуумной камеры с горячей плазмой не в виде круглого кольца (тора) как на рис. 7, а в виде «восьмерки» или еще более сложной формы – «мятого бублика» (рис. 8) [9].

Внешнее магнитное поле в таких конструкциях стелларатора формируется «хитрой» формы, что

обеспечивает стабильность генерируемой в его вакуумной камере плазмы. По сравнению с токамаком такая конструкция стелларатора является более сложной и требующей для расчета геометрии его магнитного поля достаточно сложных численных расчетов.

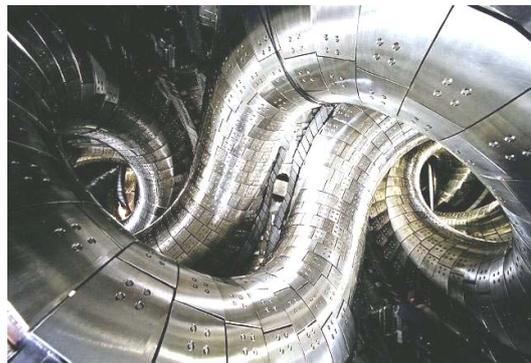


Рис. 8. Общий вид рабочей вакуумной металлической камеры с горячей плазмой экспериментальной термоядерной установки-стелларатора, изогнутой в виде сложной трехмерной змеевидной конфигурации («мятого бублика») [9]

Во второй половине 1950-х годов по инициативе научного руководителя Атомного проекта СССР, академика АН СССР Курчатова И.В. в УФТИ (ставшим к этому времени ФТИ) АН УССР были начаты исследования по новому научному направлению, связанному с изучением высокотемпературной плазмы и УТС [17, 22]. Научным руководителем термоядерных исследований в ФТИ АН УССР (г. Харьков) был назначен академик АН УССР Синельников К.Д. (1901–1966 гг.) [22]. Апогеем этих работ стало создание в 1968 г. в указанном украинском институте мощной опытной термоядерной установки со сверхпроводящими магнитами типа «Ураган-2» (рис. 9) [22, 23].

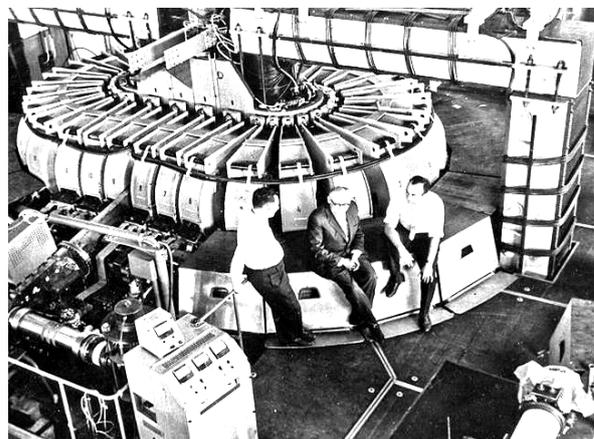


Рис. 9. Общий вид мощной термоядерной установки типа «Ураган-2» разработки ФТИ АН УССР (слева-направо: известные харьковские физики В.А. Супруненко, А.И. Ахизер и В.Т. Толок; 1968 г.; ФТИ АН УССР; г. Харьков) [22]

Укажем и то, что в 1980-е годы в рамках экспериментальных исследований СССР по УТС в ХФТИ АН УССР (г. Харьков) был создан сверхпроводящий торсатрон стеллараторного типа «Кристалл-2» с магнитной индукцией до 5 Тл и запасаемой магнитной энергией до 1 МДж в его вакуумной камере сложной геометрической формы с горячей плазмой [7, 24]. На рис. 10 приведен общий вид современной экспери-

ментальной термоядерной установки-стелларатора с камерой, изготовленной в виде «мятого бублика» [6].

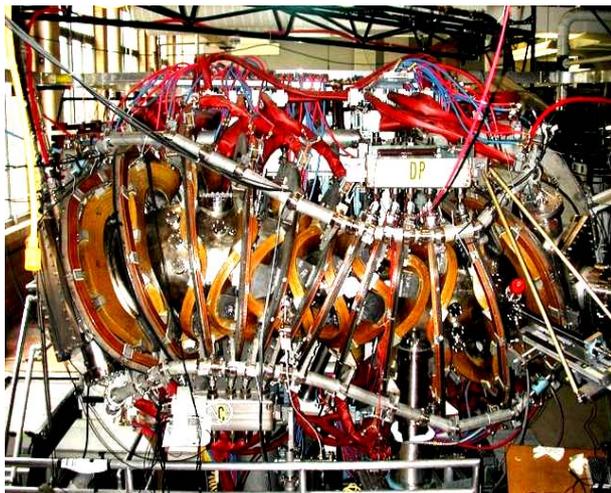


Рис. 10. Внешний вид одной из лабораторных конструкций исследовательского термоядерного стелларатора, содержащего вакуумную камеру в виде «мятого бублика» [6, 13]

Несмотря на то, что на сегодня в установках-стеллараторах время удержания горячей плазмы меньше, а стоимость их сооружения выше, чем для установок-токамаков, исследования в мире подобного типа ТЯР активно продолжают [1, 20]. Одной из причин тому является то, что поведение высокотемпературной плазмы в них более спокойное и устойчивое. Это приводит к более высокому рабочему ресурсу внутренней стенки вакуумной камеры с горячей плазмой. При коммерциализации УТС этот технический факт может играть определяющую роль при выборе конструкции ТЯР, так он будет определять срок его эксплуатации в составе термоядерной электростанции (ТЯЭС). В этой связи, создаваемые в настоящее время конструкции мощных термоядерных стеллараторов были существенно упрощены. От их вакуумных камер в виде «мятых бубликов» пришлось отказаться. Они стали внешне похожи на токамаки [9].

3. Современный этап исследований управляемого термоядерного синтеза. Как было отмечено выше в подразделе 2.1 в настоящее время в рамках программы «Евратом» активно продолжают опытные исследования по УТС на крупнейшей термоядерной установке-токамаке типа JET [1, 13]. При достигнутом времени «жизни» горячей плазмы в вакуумной камере токамака типа JET до 1,2 с его энергетический параметр Q_f численно составил 0,65 [12]. Видно, что европейские физики-ядерщики на токамаке типа JET вплотную подошли к «порогу», за которым начинается положительный баланс энергии при осуществлении УТС. Полученные на этом ТЯР опытные данные по термоядерной мощности и температуре в D–T смеси (соответственно до 16 МВт и 300 млн. градусов К [1, 13]) вселяют в нас определенную надежду на реальность создания в 21-ом веке промышленного ТЯР и практического получения энергии от УТС ($Q_{p>1}$).

В Германии в Институте физики плазмы им. Макса Планка (г. Грайфсвальд) 10 декабря 2015 г. была успешно запущена в свою опытную эксплуатацию крупнейшая в мире термоядерная установка-

стелларатор типа «Wendelstein 7-X» (рис. 11), стоившая немецкому государству 1,06 миллиарда евро [20].



Рис. 11. Общий вид стройплощадки в момент завершающей сборки уникальных электрофизических устройств крупнейшей в мире экспериментальной термоядерной установки-стелларатора «Wendelstein 7-X» (2015 г., Институт физики плазмы им. М. Планка, г. Грайфсвальд, Германия) [20]

В этом стеллараторе большой радиус вакуумной камеры с плазмой составляет 5,5 м, а ее малый радиус – 0,53 м. Объем его горячей плазмы равен 30 м^3 , а ее плотность будет достигать уровня $3 \cdot 10^{20} \text{ м}^{-3}$ [20]. Данный экспериментальный ТЯР содержит 50 штук сверхпроводящих ниобий-титановых катушек высотой 3,5 м, суммарный вес которых составляет около 425 тонн. Магнитная индукция в рабочей вакуумной камере ТЯР достигает 3 Тл, а температура удерживаемой таким магнитным полем плазмы будет составлять до $130 \cdot 10^6 \text{ К}$ [20]. Вся конструкция указанного крупнейшего в мире стелларатора окружена криостатом (прочной теплоизолирующей оболочкой) диаметром до 16 м. Большой технической проблемой при возведении стелларатора типа «Wendelstein 7-X» была нехватка сверхпроводящих магнитов, имеющих специальную геометрию и охлаждаемых жидким гелием [20]. В 2003 г. в ходе испытаний до 30 % магнитов были забракованы и возвращены поставщику. Проект к 2007 г. был на грани закрытия. Долгострой привел к повышению запланированной стоимости стелларатора практически в 2 раза (с 500 до 1060 млн. евро) [20].

В первых экспериментах на стеллараторе типа «Wendelstein 7-X» физикам удалось при помощи микроволнового внешнего электромагнитного импульса мощностью 1,3 МВт нагреть в его камере один миллиграмм газообразного гелия до температуры $1 \cdot 10^6 \text{ К}$ и удерживать полученную горячую плазму в течение 0,1 с [20]. Ближайшими планами работ на этой установке является постепенное наращивание мощности источника электромагнитного излучения и повышение температуры исследуемой в камере плазмы [20].

Немецкий исследовательский ТЯР-стелларатор «Wendelstein 7-X» не является конкурентом строящегося в настоящее время во Франции (ядерный центр г. Кадараш) крупнейшего в мире токамака типа ITER (International Thermonuclear Experimental Reactor), о котором речь пойдет ниже в разделе 7. Одной из целей немецкого проекта в области УТС является отра-

ботка режима удержания горячей водородной плазмы до получаса и доведение параметра β , равного отношению давления плазмы к давлению удерживающего ее магнитного поля, до (0,04-0,05). Другой целью этого важного наукоемкого проекта является отработка ряда перспективных термоядерных технологий [20].

В середине 1960-х годов как альтернатива магнитному удержанию горячей плазмы в области УТС появился принципиально новый подход – ее инерционное удержание, основанное на применении мощных лазеров – источников направленного сверхкоротковолнового электромагнитного излучения [4, 9]. При данном подходе первоначально использовались маленькие мишени-шарики из замороженного D–T топлива, равномерно облучаемые со всех сторон множеством лазерных лучей. Неравномерность нагрева такого термоядерного топлива потребовала существенного изменения конструкции мишени-шарика [5]. В настоящее время указанные мишени термоядерного топлива размещаются внутри полой сферической камеры-хольраума (от нем. слова «*hohlraum*» – «*пустота*») с отверстиями, через которые внутрь нее попадают лазерные лучи. Кроме того, при этом в лазерно-импульсной технологии УТС стали использовать кристаллы, преобразующие (конвертирующие) лазерное излучение инфракрасного диапазона в ультрафиолетовое излучение. Это УФ-излучение поглощается тонким слоем материала хольраума мишени, нагреваемым до огромной температуры и излучаемым мягкое рентгеновское излучение [9]. Данное Р-излучение поглощается тончайшим слоем капсулы термоядерного топлива, что и приводит к протеканию в нем УТС.

На рис. 12 приведен общий вид термоядерной установки, использующей в своем ТЯР лазерно-импульсную технологию микровзрывов термоядерного топлива, заключенного в отдельные капсулы [9, 18].



Рис. 12. Общий вид экспериментального ТЯР современной термоядерной установки, использующей для микровзрывов капсул D–T топлива лазерно-импульсную технологию [5, 18]

В настоящее время эта перспективная технология осуществления УТС за счет синхронного объемного воздействия на сферические мишени-микрокапсулы замороженного термоядерного D–T топлива мощных лазерных импульсов находится на стадии проведения лабораторных экспериментов [9, 25]. При этом можно отметить, что за последние десять лет произошел качественный скачок в развитии мировой лазерной техники, сумевшей повысить КПД

мощных лазеров в десять раз [9]. Причем, их мощность при этом удалось повысить в сотни и тысячи раз [9]. Поэтому можно говорить о том, что инерционный вариант УТС в мире не «стоит» на месте, а успешно развивается [5, 18, 25].

В 2006 г. в Китае были проведены первые успешные испытания экспериментального усовершенствованного сверхпроводящего токамака типа EAST (Experimental Advanced Superconducting Tokamak), общий вид которого приведен на рис. 13 [5, 18]. На данной мощной установке-токамаке с использованием D–T топлива в 2007 г. был проведен первый в мире «безубыточный» УТС, характеризующийся параметром $Q_f = 1,25$, равным отношению полученной в тороидальной камере этого реактора, являющегося глубокой модернизацией конструкции российского токамака типа HT-7, термоядерной энергии к затраченной на получение и комбинированный нагрев до сверхвысокой температуры (порядка $100 \cdot 10^6$ К) плазменного шнура из электронов и сравнительно легких ионов тяжелого и сверхтяжелого изотопов водорода (ядер дейтерия D и трития T) [5]. В ближайшем будущем китайские физики-ядерщики попытаются довести параметр Q_f до значения, равного ~ 50 [5]. В настоящее время экспериментальный ТЯР типа EAST используется также в рамках выполнения исследовательских работ, связанных с разработкой и созданием более мощного международного токамака типа ITER.



Рис. 13. Общий вид мощного экспериментального ТЯР типа EAST, созданного по схеме токамака в Китайской Народной Республике (2006 г., Институт физики плазмы Китайской академии наук, г. Хэфэй, провинция Аньхой) [5, 18]

4. Основные проблемы при создании ТЯР и недостатки ТЯР. Остановимся в дальнейшем на такой наиболее исследованной и продвинутой сейчас в мире конструкции ТЯР как «ТОКАМАК» [5, 14]. Для установок-токамаков, в которых термоядерное топливо с плотностью до 10^{20} м^{-3} необходимо нагревать до температуры $(100-300) \cdot 10^6$ К, основными недостатками и проблемами при создании на их основе промышленных ТЯР является следующее [5, 19, 26]:

- нестабильность горячей плазмы (плазменный шнур в тороидальной камере норовит где-то быть тоньше, где-то толще или где-то вообще прерваться с прекращением протекания кольцевого мегаамперного тока). Возможными проверенными путями повышения стабильности горения плазмы стало применение полоидального магнитного поля (см. рис. 3) и увели-

чение геометрических размеров вакуумной камеры. Повышению указанной стабильности будет способствовать также открытый физиками режим улучшенного удержания плазмы, когда при большой мощности ее дополнительного нагрева потери горячей плазмы энергии резко уменьшаются (в два и более раз) [20];

- главной научной проблемой для установок-токамаков является то, что при повышении давления в горячей плазме в ней возникают сложные и опасные неустойчивости, приводящие к нестабильному режиму работы ТЯР (физикам данный путь в обязательном порядке проходить придется, так как скорость слияния легких ядер при заданной температуре плазмы прямо пропорциональна квадрату ее давления);

- дороговизна трития ${}^3\text{H}$ – сверхтяжелого радиоактивного изотопа водорода ${}^1\text{H}$ с периодом полураспада в 12,3 лет [1, 4] (1 кг этого вещества стоил по состоянию на 2010 г. около 30 млн. \$ USA [27]). В 2014 г. мировой запас трития составлял около 20 кг при его годовом потреблении в мире – примерно 7 кг [27]. Для будущего запуска во Франции сооружаемого токамака типа ITER понадобится около 3 кг трития для зарядки всех его тритиевых подсистем, а также примерно 1 кг трития на каждый год его работы [27];

- минимальная мощность ТЯР должна составлять сотни и тысячи мегаватт (основными причинами тому является то, что горячая плазма в реакторе теряет много энергии на электромагнитное излучение, а его вакуумная камера для обеспечения стабильности поведения в ней плазменного шнура должна иметь сравнительно большие геометрические размеры);

- дороговизна ТЯР токамаковского типа (например, создание экспериментального ТЯР типа ITER с термоядерной мощностью в 1500 МВт обойдется участникам международного проекта примерно в 15 млрд. евро, что неприемлемо на сегодня для промышленного реактора УТС, устанавливаемого на ТЯЭС);

- наличие в ТЯР мощного нейтронного излучения, отрицательно влияющего на его рабочий ресурс (для сравнения укажем, что нейтронный поток в ТЯР до десяти раз мощнее подобного потока в ЯР). В этой связи ожидаемый срок службы ТЯР может составлять не более 5 лет вместо 50 лет, характерных для ЯР;

- у специалистов нет уверенности в работоспособности промышленных ТЯР на основе их построения по принципу токамака (до настоящего времени ни один токамак не работал даже в течение нескольких часов, не говоря уже о годах, характерных для реакторов промышленного назначения; отсутствует уверенность в том, что материалы blankets внутренней стенки вакуумной камеры реактора способны длительно выдерживать воздействие горячей плазмы; нет также уверенности в термической и механической стойкости и ряда других конструктивных материалов реактора, испытывающих длительное воздействие интенсивного потока быстрых высокоэнергетичных нейтронов и мощного потока электромагнитного излучения частиц его высокотемпературной плазмы);

- конструкция ТЯР, базирующаяся на схеме токамака, на сегодня является достаточно сложной (поэтому перед физиками-ядерщиками и инженерами-энергетиками стоит проблемная задача особой важности – обеспечение высокой надежности эксплуатации

в составе ТЯЭС ее ТЯР; задачи проектирования и строительства ТЯЭС требуют от них неукоснительного решения целого комплекса разнообразных сложных технологических задач из ряда отраслей знаний).

5. Термоядерное топливо и основные виды ядерных реакций, применяемых в ТЯР. Как известно, горячая плазма в ТЯР, использующих магнитное удержание исходных продуктов УТС, имеет низкую плотность (порядка 10^{20} м^{-3} [1, 5]). Данная плотность горячей плазмы примерно в 10^5 раз меньше плотности атомов и молекул в воздухе при нормальных атмосферных условиях [4]. В этой связи критерий Лоусона для токамаков достигается за счет хорошего удержания тепловой энергии в их камере и соответственно большого энергетического времени «жизни» их горячей плазмы. Поэтому для работы ТЯР требуется сравнительно небольшое количество термоядерного топлива. Например, для крупнейшего ТЯР-токамака типа ITER при указанной плотности термоядерной газовой смеси в его камере для начального термоядерного цикла УТС требуется исходного топлива всего лишь (0,5-1) г [5, 19]. Справочно заметим, что для нагрева 0,5 г обычного водорода-протия ${}^1\text{H}$ до температуры в $100 \cdot 10^6 \text{ К}$ необходимо затратить столько энергии, сколько ее потребуется для нагрева обычной воды H_2O объемом 186 л до температуры ее кипения в $100 \text{ }^\circ\text{C}$ [19]. На сегодня основными видами ядерных реакций при УТС, определяющими выбор термоядерного топлива, являются следующие [1, 5, 8]:

- $\text{D} + \text{T} \rightarrow {}^4\text{He} (3,5 \text{ МэВ}) + {}^1_0\text{n} (14,1 \text{ МэВ})$;
- $\text{D} + \text{D} \rightarrow {}^3\text{He} (0,82 \text{ МэВ}) + {}^1_0\text{n} (2,45 \text{ МэВ})$;
- $\text{D} + \text{D} \rightarrow \text{T} (1,01 \text{ МэВ}) + {}^1_1\text{p} (3,02 \text{ МэВ})$;
- $\text{D} + {}^3\text{He} \rightarrow {}^4\text{He} (3,6 \text{ МэВ}) + {}^1_1\text{p} (14,7 \text{ МэВ})$;
- ${}^6\text{Li} + {}^1_0\text{n} \rightarrow {}^4\text{He} + \text{T} + 4,8 \text{ МэВ}$.

В приведенных выше ядерных реакциях с участием дейтерия D и трития T, представляющих определенный интерес для УТС, символом ${}^3\text{He}$ обозначен легкий изотоп обычного гелия ${}^4\text{He}$, ${}^1_0\text{n}$ – быстрый нейтрон, ${}^6\text{Li}$ – легкий изотоп природного лития ${}^7\text{Li}$, а ${}^1_1\text{p}$ – стабильный протон [4]. Из данных ядерных реакций видно, что все они происходят с выделением энергии в виде кинетической энергии разлетающихся во все стороны активной зоны ТЯР продуктов этих реакций. Последняя ядерная реакция играет особую роль при УТС. Она используется при промышленном производстве нестабильного трития T (в сжиженном состоянии тритий в 6 раз легче воды H_2O [4]), которого в природе в свободном состоянии не существует (из-за своего сравнительно быстрого радиоактивного β -распада [5]). Из анализа указанных ядерных реакций следует, что первая реакция типа (D + T) является наиболее «легкой» для своего осуществления (для ее протекания в рабочей камере ТЯР требуется создание температуры примерно в 100 млн. градусов К) [19]. Для реакций синтеза типа (D + D) требуются примерно такие же сверхвысокие температуры, но они протекают примерно в 100 раз медленнее реакций типа (D + T). Кроме того, и энергии при их протекании выделяется значительно меньше (примерно в 5 раз), чем при дейтерий-третиевой реакции синтеза. Ядерные реакции типа (D + ${}^3\text{He}$) идут быстрее, чем конкурирующие с ними реакции типа (D + D). Однако, для их реализации требуется в рабочей камере мощного

ТЯР создавать предельные температуры – порядка 1 млрд. градусов К [19]. Поэтому можно заключить, что для промышленного использования УТС только ядерные реакции синтеза типа (D + T) хотя бы отдаленно доступны человечеству при всех их недостатках (например, трудностях получения с помощью приведенной пятой ядерной реакции радиоактивного трития ${}^3\text{H}$ и наведенной быстрыми нейтронами от их протекания радиоактивностью в применяемых в конструкциях активных зон ТЯР материалах) [19]. В этой связи

ожидается, что в ближайшие десятилетия (возможно и столетия) при промышленном применении УТС в мощных ТЯР той или иной конструкции в качестве термоядерного топлива будет использоваться лишь смесь тяжелого (дейтерия ${}^2\text{H}$) и сверхтяжелого (трития ${}^3\text{H}$) изотопов водорода ${}^1\text{H}$ (протия) [5, 14, 19].

На рис. 14 показана принципиальная схема производства электроэнергии на ТЯЭС будущего, использующей в своем мощном ТЯР рассматриваемый УТС в смеси легких ядер дейтерия D и трития T [1].

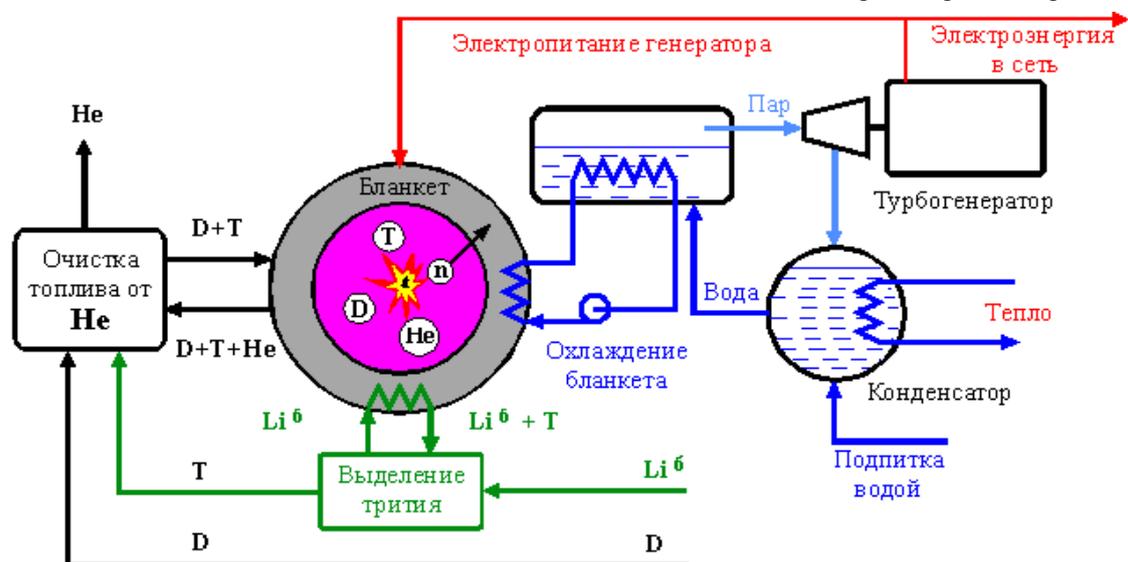


Рис. 14. Схема промышленного производства на ТЯЭС электрической энергии с применением в крупногабаритном ТЯР управляемого термоядерного синтеза легких ядер дейтерия D и трития T [1, 5]

Согласно данной схеме энергия термоядерных реакций, происходящих в дейтерий-тритиевой плазме камеры ТЯР, в основном за счет интенсивного потока высокоэнергетичных нейтронов 1_0n выносится из активной зоны реактора и поглощается массивным тугоплавким бланкетом (толщиной до 1 м) корпуса вакуумной камеры. Выделяемая тепловая энергия в бланкете ТЯР снимается перегретым теплоносителем (например, дистиллированной водой H_2O) первого контура охлаждения реактора, отдающим свое тепло в парогенераторе жидкому теплоносителю (например, той же очищенной от примесей воде H_2O) второго контура реактора. Далее по классической схеме работы энергетических устройств тепловой электрической станции или АЭС образовавшийся во втором контуре ТЯР перегретый пар направляется на лопатки паровой турбины, вращающей массивный стальной вал-ротор синхронного турбогенератора, вырабатывающего в обмотках своего статора соответствующую электродвижущую силу и соответственно электроэнергию.

Приведенный на рис. 14 ТЯР требует снабжения своей активной зоны дейтерием D и тритием T. Дейтерий D получают промышленным путем из обычной природной воды H_2O (в ней содержится около 0,015 % этого тяжелого изотопа водорода в виде тяжелой воды D_2O [1, 25]). Что касается трития T, то его планируется получать с помощью изотопа лития ${}^6_3\text{Li}$, вводимого в состав бланкета камеры ТЯР – массивной оболочки, окружающей горячую плазму [1, 27]. Изотоп лития ${}^6_3\text{Li}$, вступая согласно приведенной выше пятой экзотермической (выделяющей энергию и соответственно теплоту) ядерной реакции с быстрыми

высокоэнергетичными нейтронами 1_0n (с их кинетической энергией до 14,1 МэВ [1, 14]), будет в результате своего ядерного распада давать ионы гелия ${}^4_2\text{He}$ и трития T. Рассматриваемый изотоп водорода, после своего выделения из продуктов указанного ядерного взаимодействия, подается в смеситель термоядерного топлива, из которого дейтерий D и тритий T дискретно поступают в замороженном состоянии непосредственно в камеру ТЯР. Образующиеся в активной зоне реактора ядра гелия ${}^4_2\text{He}$ (альфа-частицы) выводятся из рабочей камеры ТЯР, деионизируются, очищаются от термоядерного топлива и закачиваются в емкости для своего дальнейшего технического применения (см. рис. 14). Поэтому можно говорить о том, что для схемы построения ТЯЭС с ТЯР, показанной на рис. 14, топливом служит дейтерий D и изотоп лития ${}^6_3\text{Li}$. Заметим, что при получении трития T вместо изотопа лития ${}^6_3\text{Li}$ в бланкете камеры ТЯР может использоваться и природный литий ${}^7_3\text{Li}$. При этом в результате его эндотермического (с поглощением энергии и соответственно теплоты) ядерного взаимодействия с быстрыми высокоэнергетичными нейтронами 1_0n образуются ядра гелия ${}^4_2\text{He}$, трития T и один дополнительный нейтрон 1_0n [1, 18]. Следует отметить, что изотопы лития ${}^6_3\text{Li}$ и ${}^7_3\text{Li}$, способные производить необходимый ТЯЭС и ее ТЯР тритий T, достаточно широко распространены в окружающей природе (при своем процентном отношении как 7,5/92,5 [1, 4]). По оценкам экспертов один ТЯР электрической мощностью в 1000 МВт будет сжигать в своей активной зоне в год около 100 кг дейтерия D и 300 кг изотопа лития ${}^6_3\text{Li}$ [1]. Если предположить, что в 21-ом столетии

ТЯЭС всего мира будут производить примерно $5 \cdot 10^{20}$ Дж/год (половину будущих потребностей человечества в электроэнергии), то годовое потребление дейтерия D и изотопа лития ${}^6\text{Li}$ на них составит соответственно всего 1500 и 4500 т [1]. При таком мировом годовом потреблении дейтерия D и изотопа лития ${}^6\text{Li}$ на будущих ТЯЭС данных полезных ископаемых на планете Земля хватит на многие миллионы лет [1, 5].

6. Радиационная безопасность ТЯР и ТЯЭС. Поддержание положительного баланса энергии в ТЯР типа «ТОКАМАК» требует постоянного и деликатного управления процессом «горения» плазмы, а также строго синхронизированной работы всех основных систем такого реактора. В ТЯР, построенном на основе установки-токамака, отказ в работе любой из его систем приводит либо к потере устойчивости в шнуре плазмы, либо к ее загрязнению примесями с последующим охлаждением плазмы и в конце концов к срыву ее «горения» [1]. В этой связи трудности в обеспечении устойчивого протекания в таких ТЯР процесса УТС играют положительную роль для безопасности самого ТЯР. При этом в любом типе конструкций ТЯР режим неконтролируемого нарастания его мощности исключается. Отступление в ТЯР от режима устойчивого протекания в его смеси легких ядер УТС в любую сторону незамедлительно приводит к срыву «горения» плазменного шнура и прекращению в нем ядерных реакций. Поэтому ТЯР с магнитным удержанием плазмы присуща внутренняя безопасность [1]. В процессе работы ТЯР в его активной зоне накапливаются радиоактивные элементы, которые могут представлять определенную радиационную опасность для обслуживающего его персонала, населения близлежащих вокруг ТЯЭС территорий и окружающей среды. Следует отметить, что используемое в ТЯР топливо в виде дейтерия D и изотопа лития ${}^6\text{Li}$ является не радиоактивным. Не радиоактивен и конечный продукт от УТС в ТЯР – гелий ${}^4\text{He}$. В ТЯР, использующем D–T ядерные реакции, основными источниками радиоактивности являются: во-первых, тритий T, который участвует в топливном цикле реактора; во-вторых, наведенная быстрыми высокоэнергетичными нейтронами, образующимися в процессе УТС в его камере, радиоактивность в конструкционных материалах реактора (особенно в стенке blankets камеры, контактирующей через магнитное поле с плазмой) [1, 5]. Для уменьшения искусственной радиоактивности стенки blankets для нее требуется выбирать специальные стойкие к нейтронной радиации материалы. Результаты проведенных исследований показывают, что в случае изготовления указанной стенки blankets из ванадий-титанового сплава или карбида кремния она (стенка) после остановки реактора теряет свою радиоактивность до уровня активности руды природного урана ${}_{92}^{238}\text{U}$ примерно за 30 лет [1]. Не следует забывать и о радиоактивных продуктах коррозии, присутствующих в жидком теплоносителе первого контура охлаждения корпуса реактора. По сравнению с ЯР деления тяжелых ядер, используемыми сейчас на мощных АЭС, ТЯР обладают значительно большей радиационной безопасностью [1, 5].

7. Разработка и создание международного термоядерного экспериментального реактора типа ИТЭР. В 1985 г. рядом ведущих стран мира (СССР, США, Францией, Великобританией, Японией и др.) был начат проект по разработке крупнейшего Между-

народного Термоядерного Экспериментального Реактора (ИТЭР) электрической мощностью до 1500 МВт [1, 25-27]. За основу такого ИТЭР ведущими учеными-ядерщиками мира и научно-административными руководителями этого международного проекта была принята глубоко усовершенствованная конструкция мощной термоядерной установки типа «ТОКАМАК» [1, 27]. ТЯР типа ИТЭР (в английской транскрипции типа ITER) планируется запустить в опытную эксплуатацию в 2025 г. [1, 25-27]. На рис. 15 приведен общий схематичный вид этого крупнейшего в мире ТЯР, использующего схему построения описанного в подразделе 2.1 глубоко усовершенствованного классического токамака [14, 27].

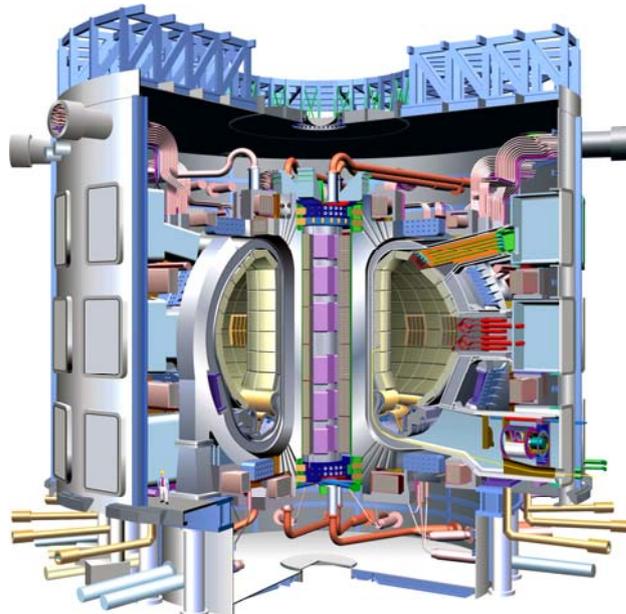


Рис. 15. Схематический объемный вид в разрезе Международного Термоядерного Экспериментального Реактора типа ИТЭР (International Thermonuclear Experimental Reactor – ITER), сооружаемого в настоящее время в рамках крупнейшего международного научно-технического проекта современности (стоимостью по состоянию на 2017 г. примерно в 15 миллиардов евро) на юге Франции (провинция Прованс) в исследовательском ядерном центре г. Кадараш (в 60 км от г. Марселя) [14, 27]

На рис. 16 изображен общий вид рабочей тороидальной камеры этого мощного экспериментального реактора-токамака [14, 27].

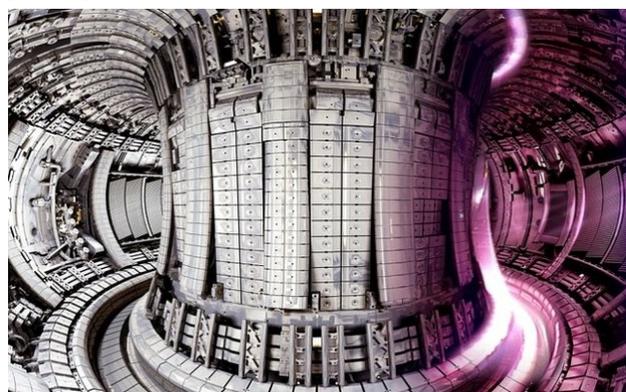


Рис. 16. Общий вид изнутри макета тороидальной вакуумной камеры с тугоплавким массивным blanketом строящегося во Франции крупногабаритного ТЯР типа ITER [14, 27]

В состав ТЯР типа ИТЭР (ITER) будут входить следующие основные системы и устройства [26, 27]:

- магнитная система реактора, содержащая 18 сверхпроводящих катушек тороидального поля (проводники – Nb₃Sn; ток – 68 кА; индукция – 11,8 Тл; накопленная полевая энергия – 41 ГДж; масса – 6540 т; стоимость – 323 млн. евро), 6 сверхпроводящих катушек полоидального поля (проводники – NbTi; ток – 52 кА; индукция – 6 Тл; накопленная полевая энергия – 4 ГДж; масса – 2163 т; стоимость – 122 млн. евро) и центральный соленоид (проводники – Nb₃Sn; ток – 46 кА; индукция – 13 Тл; накопленная полевая энергия – 6,4 ГДж; масса – 974 т; стоимость – 135 млн. евро);

- вакуумная тороидальная камера с двойной стенкой (выполняется из нержавеющей стали, имеющей в американском сортаменте марку 316LN, а в российском – 03X16H15M3; большой радиус камеры – 6,2 м; малый радиус камеры – 2 м; высота камеры – до 11 м; объем полости камеры – до 1400 м³; масса – до 5000 т; для улавливания продуктов УТС и очистки плазмы от загрязнений камера снизу оснащена дивертором; для охлаждения камеры между ее стенками циркулирует дистиллированная вода; внутренняя стенка камеры для защиты от мощного теплового и нейтронного излучения оснащена бланкетом);

- бланкет вакуумной камеры для удобства в обслуживании содержит 440 кассет (три кассеты содержат изотоп лития ⁶Li для получения трития ³H), каждая из которых имеет обращенную к плазме съемную стенку из бериллия толщиной до 10 мм и медный корпус, упрочненный нержавеющей сталью (размеры каждой кассеты составляющей 1 × 1,5 м, а вес – до 4,6 т);

- электроно-циклотронный резонансный нагреватель плазмы типа ECRH (Electron Cyclotron Resonance Heating), предназначенный для первоначального разогрева смеси газов, поступающих в камеру; в качестве источников электромагнитной энергии применены 24 гиротрона каждый мощностью 1 МВт, рабочей частотой 170 ГГц и длительностью формируемого импульса до 500 с; для ввода энергии от гиротронов в камеру имеются специальные «окна», выполненные из поликристаллического искусственного алмаза (диаметр каждого алмазного диска толщиной 1,1 мм – 80 мм); выбор алмаза был обусловлен тем, что он прозрачен для СВЧ-излучения, прочен, радиационно стоек и обладает теплопроводностью в пять раз выше, чем у меди; через каждое алмазное «окно» камеры будет проходить мощность до 500 МВт/м²;

- ионно-циклотронный резонансный нагреватель плазмы типа ICRH (Ion Cyclotron Resonance Heating), предназначенный для разогрева ионов плазмы; в качестве источника ВЧ-излучения (с частотой до 55 МГц) используется мощный радиочастотный генератор на тетрадах, передающий через волноводы и антенны электромагнитную энергию в камеру ТЯР;

- инжектор нейтральных атомов, «выстреливающий» в плазменный шнур реактора мощный пучок из атомов дейтерия D, предварительно ионизированных фактически до своих ядер и ускоренных в циклотроне до кинетической энергии в 1 МэВ; перед подачей в камеру ТЯР ускоренные ядра дейтерия D деионизируются в ячейках, заполненных газом (здесь они захватывают электроны у молекул газа и рекомбинируют; после этих ячеек не успевшие рекомбинировать ядра

дейтерия D отклоняются магнитным полем и отводятся на специальные мишени для торможения); на реакторе ITER планируется установить два мощных инжектора нейтральных атомов (при суммарном потреблении ими электроэнергии в 55 МВт), каждый из которых способен вводить в горячую плазму вакуумной камеры реактора до 16 МВт тепловой энергии;

- криостат, являющийся самым большим по размерам устройством реактора (имеет оболочку из нержавеющей стали объемом 16000 м³, высоту 29,3 м, диаметр 28,6 м и массу 3850 т); криостат выполняет кроме чисто механических функций (опора для элементов реактора и их защита от повреждений) и термоизоляционную функцию, сводящуюся к роли вакуумного «термоса» и барьера между внутренней полостью ТЯР и внешней средой; криостат для снижения пагубного влияния на окружающую среду интенсивного нейтронного излучения реактора будет снаружи окружен «одеялом» из специального бетона толщиной 2 м, выполняющим роль биозащиты (Bioshield) ТЯР;

- топливная система, поставляющая в активную зону камеры реактора, имеющей критерий Лоусона $n_p \tau_p > 10^{20} \text{ м}^{-3} \cdot \text{с}$, смесь изотопов водорода – дейтерия D и трития T; в начале работы ТЯР эта смесь в газообразном состоянии с помощью системы впрыска под низким давлением поступает в отвакуумированную камеру, где она нагревается, ионизируется и превращается в плазму; далее для ввода в плазменный шнур дополнительного дейтерий-тритиевого топлива используется «ледяная» пушка, импульсным образом выстреливающая в этот шнур под давлением со скоростью ~1000 м/с замороженные гранулы D–T смеси; в каждый текущий момент времени в камере реактора должно находиться не более 1 г указанного топлива;

- вакуумная система, предназначенная для вакуумирования полости камеры (давление в ней не должно превышать уровня 10⁻⁹ от нормального атмосферного давления) и иных элементов ТЯР (например, линий передач в камеру микроволнового электромагнитного излучения, систем инжекции в камеру мощных потоков нейтральных атомов и др.); планируется, что для вакуумной подготовки всех подсистем реактора подобной системе понадобится около 48 ч;

- криогенная система, служащая для охлаждения до сверхпроводящего состояния токонесущих частей магнитной системы реактора; состоит из азотного (обеспечивает тепловую нагрузку в 1300 кВт при температуре кипящего азота в 80 К) и гелиевого (обеспечивает тепловую нагрузку в 65 кВт при потребляемой мощности холодильных машин в 16 МВт) контуров; запас гелия в системе составляет 25 т, который хранится в жидком (при температуре 4 К) и газообразном (при температуре в 80 К) виде в специальных «танках»; общая длина криолиний равна ~3 км;

- система электропитания реактора, подключаемая ЛЭП длиной 1 км к французской промышленной сети напряжением 400 кВ; для внутренних нужд ТЯР подводимое сетевое напряжение понижается до 22 и 66 кВ; имеется две внутренние сети электропитания оборудования ТЯР: первая типа SSEN (Steady State Electrical Network) – сеть постоянной мощности (ее потребители не требуют «бросков» мощности; имеет четыре трансформатора при весе каждого в 90 т); вторая типа PPEN (Pulsed Power Electrical Network) – сеть

переменной мощности (ее потребители требуют огромной мощности в момент «зажигания» плазмы в тороидальной камере ТЯР; к ее потребителям относятся центральный соленоид магнитной системы реактора, системы циклотронного нагрева плазмы, системы управления и контроля ТЯР; в состав этой сети входят три трансформатора по 240 т весом каждый);

- водяная система охлаждения реактора, предназначенная для отвода избытка тепла от массивных стенок бланкета и дивертора камеры; по экспертным оценкам в момент зажигания термоядерной реакции в камере (при пике мощности в 1,1 ГВт) стенка бланкета будет нагреваться до 240 °С, а вольфрамовая стенка дивертора – до 2000 °С; эта система будет использоваться также при охлаждении радиочастотного нагревателя плазмы типа ICRH, криогенной системы и др.

В табл. 2 приведены выбранные в процессе многолетних разработок основные технические характеристики экспериментального ТЯР типа ITER [26, 27].

Таблица 2

Откорректированные в ходе выполнения работ основные технические характеристики сооружаемого во Франции в рамках международного проекта крупнейшего в мире ТЯР типа ITER [26, 27]

1	Полный радиус конструкции реактора, м	10,7
2	Высота конструкции реактора, м	30
3	Большой радиус вакуумной камеры, м	6,2
4	Малый радиус вакуумной камеры, м	2
5	Объем горячей плазмы в реакторе, м ³	837
6	Магнитная индукция в камере, Тл	5,3
7	Сила тока в плазменном шнуре, МА	15
8	Мощность внешнего нагрева плазмы, МВт	73
9	Средняя термоядерная мощность в импульсе за один рабочий цикл, МВт	500
10	Пиковая термоядерная мощность в импульсе за один рабочий цикл, МВт	1100
11	Кэффициент усиления мощности	10
12	Средняя температура горячей плазмы, К	150·10 ⁶
13	Продолжительность импульса в цикле, с	>400

Гигантизм сооружаемого ТЯР типа ITER подчеркивает его полный вес – около 23 тыс. т (для сравнения укажем, что вес Эйфелевой башни в г. Париже составляет примерно 7,3 тыс. т) [27, 28]. Данный реактор не является самым крупным по финансовым затратам международным проектом. Так, разработка, сооружение и поддержание в рабочем состоянии Международной космической станции (проект «МКС») обходится странам-донорам в полтора раза дороже, чем работы по проекту ITER с их ориентировочной стоимостью в 15 млрд. евро [27, 28]. Планируется, что первая фаза экспериментов на реакторе ITER должна завершиться удержанием в его камере горячей плазмы, нагретой до температуры в 150·10⁶ К, до 17 мин при параметре $Q \geq 10$ и выделяемой термоядерной мощности не менее 500 МВт [27]. Вторая фаза экспериментов на ITER должна завершиться непрерывным режимом работы этого токамака. Проект ITER должен продемонстрировать возможности УТС и помочь исследовать термоядерные технологии для их дальнейшего использования в мирных коммерческих целях. Результаты экспериментальных работ на ТЯР типа ITER должны привести специалистов к разработке промышленного ТЯР, способного работать на ТЯЭС.

8. Возможные перспективы при создании промышленного ТЯР, ТЯЭС и в развитии мировой термоядерной энергетики. Имеющиеся на сегодня критические оценки экспертов энергетического рынка указывают на то, что вопрос о рентабельности УТС в промышленных условиях является пока открытым [5]. Кроме того, имеются и более радикальные авторитетные мнения о возможном будущем термояда. Так, в 2006 г. академик РАН Трутнев Ю.А. (первый заместитель руководителя РФЯЦ-ВНИИЭФ, г. Саров), отвечая на вопрос о перспективах проблемы УТС, сказал следующее [29]: «... Я этой проблемой не занимаюсь и не верю в нее. Считаю, что все эти работы – это удовлетворение учеными своей лобознательности за счет государства. Исследования в области термояда сейчас продолжают, но я не верю, что термояд станет источником энергии даже в несколько отдаленном будущем». Ядерная энергетика, базирующаяся на реакциях деления тяжелых ядер медленными или быстрыми нейтронами, при всех ее недостатках является серьезной альтернативой термоядерной энергетике [1, 2]. Сторонники УТС полагают, что окончательной фазой экспериментальных работ на реакторе-токамаке типа ITER должна стать разработка прототипа промышленного реактора типа DEMO, на котором будет продемонстрирована практическая пригодность примененных в нем решений и конструкционных материалов. Наиболее оптимистичные прогнозы по времени завершения фазы работ на ТЯР типа DEMO – 2045 г. [5, 28]. Вслед за проектом DEMO может начаться и проектирование промышленного образца ТЯР. Предполагается, что первую в мире промышленную ТЯЭС могут создать к 2055 г. [5, 27]. Специалисты полагают, что ТЯЭС с электрической мощностью 1000 МВт в плане радиационной опасности будет эквивалентна реактору деления тяжелых ядер в природном уране ${}_{92}^{238}\text{U}$, содержащем на единицу веса до 0,71 % делящегося цепным образом тепловыми (медленными) нейтронами изотопа урана ${}_{92}^{235}\text{U}$ [4], мощностью 1 кВт (это типичный пример университетского исследовательского ЯР) [5, 11]. При всей своей привлекательности ТЯЭС вопрос об их промышленном применении прояснится в мире, наверное, лишь к середине 21-го века. К этому времени будут изучены еще не решенные проблемы из физики высокотемпературной плазмы токамаков и появятся неопровержимые опытные данные о возможности создания промышленного образца ТЯР, без которого невозможно понимание перспектив развития УТС, создания ТЯЭС и термоядерной энергетики в целом.

Выводы.

1. Из выполненного краткого научно-технического обзора по исследованиям в ведущих странах мира в области УТС, активно проводимых с 1950-х годов, и термоядерной энергетике отдаленного будущего следует, что УТС легких ядер (например, таких изотопов водорода как дейтерия D и трития T) является принципиально возможным в земных условиях. Можно констатировать, что по состоянию на конец 2017 г. ведущими странами мира проведен огромный комплекс ядерно-физических исследований в области УТС. Созданы и экспериментально исследованы различные конструкции ТЯР с магнитным и инерционным удержанием горячей плазмы. Достигнутые в экс-

периментальных ТЯР рекордные уровни температуры и времени удержания горячей плазмы в D–T смеси составили $300 \cdot 10^6$ К и 6 мин. При этом основной технической задачей во всем мире для физиков-ядерщиков и инженеров-энергетиков является разработка и создание промышленного образца ТЯР, который бы сумел экономическим образом конкурировать с известными человечеству иными мощными источниками энергии. На сегодня такой конструкции ТЯР в мире пока не существует. Для его разработки проводится комплекс поисковых экспериментальных работ, апогеем которых должен стать крупнейший в мире ТЯР-токамак типа ITER, сооружаемый сейчас в рамках международного проекта на юге Франции.

2. В ближайшей перспективе (возможно, к 2030 г.) специалисты могут получить на ТЯР (например, на том же токамаке типа ITER) его энергетический показатель $Q_f = 10$ (получаемая в реакторе термоядерная энергия в 10 раз превышает энергию, затрачиваемую на подготовку и удержание горячей плазмы). Несмотря на это достижение, первые промышленные образцы ТЯР будут намного дороже, чем урановые ЯР той же мощности (из-за более сложной своей конструкции, крупногабаритности, применения сверхпроводящих электромагнитов и более короткого срока своей службы). Поэтому в 21-ом столетии вряд ли они будут способны выиграть конкуренцию у ЯР, использующих реакции деления нейтронами тяжелых ядер изотопов урана ${}_{92}^{238}\text{U}$, плутония ${}_{94}^{244}\text{Pu}$ и тория ${}_{90}^{232}\text{Th}$.

3. На мой взгляд, как ученого-электрофизика, несмотря на столь скромные перспективы практического применения УТС в нынешнем столетии, человечество с учетом своего неуклонного развития в третьем тысячелетии и овладения новыми более высокими знаниями в фундаментальной науке и технике обязано в интересах прогресса настойчиво продолжать работы в области мирного освоения термоядерной энергии.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Велихов Е.П., Путвинский С.В. Термоядерная энергетика. Статус и роль в долгосрочной перспективе / Доклад от 22.10.1999 г., выполненный в рамках Energy Center of the World Federation of Scientists. Режим доступа: <http://thermonuclear.narod.ru/rev.html>.
2. Баранов М.И. Антология выдающихся достижений в науке и технике. Часть 44: Традиционная энергетика. Атомные электрические станции: ретроспектива, состояние и перспективы их развития // *Электротехника і електромеханіка*. – 2018. – №3. – С. 3-16. doi: 10.20998/2074-272X.2018.3.01.
3. Баранов М.И. Антология выдающихся достижений в науке и технике. Часть 32: Альтернативная энергетика: состояние и перспективы развития // *Электротехніка і електромеханіка*. – 2016. – №3. – С. 3-16. doi: 10.20998/2074-272X.2016.3.01.
4. Кузьмичев В.Е. Законы и формулы физики / Отв. ред. В.К. Тартаковский. – К.: Наукова думка, 1989. – 864 с.
5. https://ru.wikipedia.org/wiki/Управляемый_термоядерный_синтез.
6. <http://greensource.ru/vidy-jenergii/termojademaja-jenergija.html>.
7. Баранов М.И. Антология выдающихся достижений в науке и технике: Монография в 3-х томах. Том 1. – Х.: НТМТ, 2011. – 311 с.
8. Арцимович Л.А. Управляемые термоядерные реакции. – М.: Физматлит, 1961. – 467 с.
9. <https://www.popmech.ru/science/12621-zvezdy-na-zemle-termoyad/#>.
10. http://www.biblioatom.ru/founders/artsimovich_lev_andreevich.
11. http://reactors.narod.ru/pub/therm_nucl/therm_nucl.htm.

12. Бондаренко Б.Д. Роль О.А. Лаврентьева в постановке вопроса и иницировании исследований по управляемому термоядерному синтезу в СССР // *Успехи физических наук*. – 2001. – Т.171. – №8. – С. 886-894. doi: 10.3367/UFNr.0171.200108q.0886.
13. <http://www.atomic-energy.ru/news/2016/12/02/70677>.
14. http://lurkmore.to//Термоядерный_синтез.
15. Гончаров Г.А. К 50-летию начала исследований в СССР возможности создания термоядерного реактора // *Успехи физических наук*. – 2001. – Т.171. – №8. – С. 894-901. doi: 10.3367/UFNr.0171.200108r.0894.
16. Арцимович Л.А., Мирнов С.В., Стрелков В.С. Исследование омического нагревания плазмы на тороидальной установке «ТОКАМАК-3» // *Атомная энергия*. – 1964. – Т.17. – №3. – С. 170-176.
17. Храмов Ю.А. История физики. – Киев: Феникс, 2006. – 1176 с.
18. https://www.google.com.ua/search?q=ua/search?q=termojadernaya_elektrostanciya.
19. <https://geektimes.ru/post/167523>.
20. <https://lenta.ru/articles/2015/12/11/wendelstein7x/>.
21. Большой иллюстрированный словарь иностранных слов. – М.: Русские словари, 2004. – 957 с.
22. Баранов М.И. Антология выдающихся достижений в науке и технике: Монография в 3-х томах. Том 3. – Х.: ФЛП Панов А.Н., 2016. – 415 с.
23. <http://www.kipt.kharkov.ua>.
24. Юферов В.Б., Друй О.С., Скибенко Е.И., Холод Ю.В., Черный О.В., Ильичева В.О., Муфель Е.В., Рыбалко А.Н. Сверхпроводящие магнитные системы сложной формы и высокой плотности транспортного тока // *Электротехніка і електромеханіка*. – 2003. – №2. – С. 81-89.
25. <http://foraenergy.ru/termojadernaya-energetika>.
26. https://www.gazeta.ru/science/2011/09/05_a_3756341.shtml.
27. https://ru.wikipedia.org/wiki/Международный_экспериментальный_термоядерный_реактор.
28. <https://lenta.ru/articles/2014/05/28/iter/>.
29. Осадин Б.А. Токамафия: от дискредитации оппонентов до глобальной монополии // *История науки и техники*. – 2010. – №4. – С. 2-13.

REFERENCES

1. <http://thermonuclear.narod.ru/rev.html> (Velikhov E.P., Putvinskiy S.V. Thermonuclear power engineering. Status and role is in a long-term prospect. Lecture from 22.10.1999 y. in Energy Center of the World Federation of Scientists). (Rus).
2. Baranov M.I. An anthology of the distinguished achievements in science and technique. Part 44: Traditional power engineering. Nuclear power stations: retrospective view, state and prospects of their development. *Electrical engineering & electromechanics*, 2018, no.3, pp. 3-16. doi: 10.20998/2074-272X.2018.3.01.
3. 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. doi: 10.20998/2074-272X.2016.3.01.
4. Kuz'michev V.E. *Zakony i formuly fiziki* [Laws and formulas of physics]. Kiev, Naukova Dumka Publ., 1989. 864 p. (Rus).
5. Available at: https://en.wikipedia.org/wiki/Fusion_power (accessed 15 April 2017).
6. Available at: <http://greensource.ru/vidy-jenergii/termojadernaja-jenergija.html> (accessed 22 May 2017). (Rus).
7. Baranov M.I. *Antologija vydaishchikhsia dostizhenii v nauke i tekhnike: Monografiia v 3-h tomakh. Tom 1*. [An anthology of outstanding achievements in science and technology: Monographs in 3 vols. Vol.1]. Kharkov, NTMT Publ., 2011. 311 p. (Rus).
8. Artsimovich L.A. *Upravlyaemye termoyadernye reaktsii* [Guided thermonuclear reactions]. Moscow, Fizmatlit Publ., 1961. 467 p. (Rus).
9. Available at: <https://www.popmech.ru/science/12621-zvezdy-na-zemle-termoyad/#> (accessed 08 October 2016). (Rus).

10. Available at: http://www.biblioatom.ru/founders/artsimovich_lev_andreevich (accessed 25 March 2017). (Rus).
11. http://reactors.narod.ru/pub/therm_nucl/therm_nucl.htm. (Rus).
12. Bondarenko B.D. Role played by O A Lavrent'ev in the formulation of the problem and the initiation of research into controlled nuclear fusion in the USSR. *Uspekhi Fizicheskikh Nauk*, 2001, vol.171, no.8, pp. 886-894. (Rus). doi: **10.3367/UFNr.0171.200108q.0886**.
13. Available at: <http://www.atomic-energy.ru/news/2016/12/02/70677> (accessed 06 February 2017). (Rus).
14. Available at: <http://lurkmore.to//Термоядерный синтез> (accessed 13 April 2017). (Rus).
15. Goncharov G.A. The 50th anniversary of the beginning of research in the USSR on the potential creation of a nuclear fusion reactor. *Uspekhi Fizicheskikh Nauk*, 2001, vol.171, no.8, pp. 894-901. (Rus). doi: **10.3367/ufnr.0171.200108r.0894**.
16. Artsimovich L.A., Mironov S.V., Strelkov V.S. Research of the ohmic heating of plasma on the torus setting «ТОКАМАК-3». *Atomic energy*, 1964, vol.17, no.8, pp. 170-176. (Rus).
17. Khramov Yu.A. *Istoriia fiziki* [History of Physics]. Kiev, Feniks Publ., 2006. 1176 p. (Rus).
18. Available at: https://www.google.com.ua/search?q=ua/search?q=termojadernaya_elektrostanciya (accessed 15 May 2017). (Rus).
19. Available at: <https://geektimes.ru/post/167523> (accessed 28 June 2017). (Rus).
20. Available at: <https://lenta.ru/articles/2015/12/11/wendelstein7x/> (accessed 04 May 2017). (Rus).
21. *Bol'shoj iljustrirovannyj slovar' inostrannyh slov* [Large illustrated dictionary of foreign words]. Moscow, Russkie slovari Publ., 2004. 957 p. (Rus).
22. Baranov M.I. *Antologija vydajushhihsja dostizhenij v nauke i tehnike: Monografija v 3-h tomah. Tom 3* [An anthology of the distinguished achievements in science and technique: Monograph in 3 volumes. Volume 3]. Kharkiv, PhPB Panov A.N. Publ., 2016. 415 p. (Rus).
23. Available at: <http://www.kipt.kharkov.ua> (accessed 10 March 2017). (Rus).
24. Yuferov V.B., Druy O.S., Skibenko E.I., Kholod Yu.V., Chernyy O.V., Il'icheva V.O., Mufel' E.V., Rybalko A.N. Superconducting magnetic systems of difficult form and high-density of a transport current. *Electrical engineering & electro-mechanics*, 2003, no.2, pp.81-89. (Rus).
25. Available at: <http://foraenergy.ru/termoyadernaya-energetika> (accessed 09 September 2016). (Rus).
26. Available at: https://www.gazeta.ru/science/2011/09/05_a_3756341.shtml (accessed 19 October 2016). (Rus).
27. Available at: <https://en.wikipedia.org/wiki/ITER> (accessed 22 January 2017).
28. Available at: <https://lenta.ru/articles/2014/05/28/iter/> (accessed 29 April 2017). (Rus).
29. Osadin B.A. Tokamafia: from Bringing Opponents into Discredit to a Global Monopoly. *History of Science and Engineering*, 2010, no.4, pp. 2-13. (Rus).

Поступила (received) 06.03.2018

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 46: Thermonuclear power engineering. Thermonuclear reactors and power plants: retrospective view of investigations of the controlled thermonuclear synthesis, their state-of-the-art and future.

Purpose. Preparation of brief scientific and technical review about the retrospective view of investigations, state-of-the art, problems and possible prospects of development in the world of thermonuclear power engineering. **Methodology.** Known scientific methods of collection, analysis and analytical treatment of the opened scientific and technical information of world level in area of the controlled thermonuclear synthesis (CTS) and thermonuclear power engineering, resulted in scientific monographs, journals and internet reports. **Results.** A brief analytical scientific and technical review is resulted about the retrospective view of researches, modern state, basic achievements, existent problems and possible prospects of development of thermonuclear power engineering in the leading countries of the world. Nuclear physical bases of process of flowing of CTS are resulted in mixture of light nuclei. Information is presented about the results of the initial and modern stages of world researches in area of CTS. Basic constructions and technical descriptions of thermonuclear reactors (TNR), utilizing the magnetic and inertia withholding of hot plasma are described. World progress is analyzed in area of development, creation and research of experimental TNR, being based on the systems of withholding of hot plasma in toroidal magnetic «traps» (options: tokamaks and stellarators) and inertia systems of laser-impulse technology of microscopic explosions of targets-capsules of thermonuclear fuel. Information is resulted about the basic types of thermonuclear fuel, which can be used in the duty cycles of TNR, and safety of TNR. The basic systems and devices of the largest in the world of experimental TNR-tokamak of ITER type (with a reference cost of EUR 15 billion and term of putting into an experimental operation in 2025), erected now within the framework of international project in France are described. Basic problems are indicated in area of CTS in experimental TNR and creations in the future of the thermonuclear power plants (TNPP). The important role of TNPP and thermonuclear power engineering is marked on the whole in providing of humanity in a long-term prospect electric energy. **Originality.** Certain systematization of the scientific and technical materials touching the problem of CTS of light nuclei and practical application in the peaceful aims of thermonuclear energy known from the sources opened in outer informative space is executed. It is shown on the basis of approach of the systems, that, in spite of row of existent technical problems in area of creation of industrial TNR and practical commercial capture thermonuclear energy, thermonuclear power engineering has an important value for providing in remote future electric energy of all of humanity. **Practical value.** Scientific popularization and deepening for the students of technical universities, engineering, technical and scientific workers, working in the power sector of economy, scientific and technical knowledge in area of CTS and thermonuclear power engineering, extending their scientific range of interests and further development of scientific and technical progress in society. References 29, figures 16, tables 2.

Key words: thermonuclear synthesis and reactor, thermonuclear power engineering, tokamak, stellarator, laser-impulse reactor, safety of thermonuclear reactor, thermonuclear power plant of the future, problems and possible prospects of development of world thermonuclear power engineering.

В.Ф. Боллох, И.С. Щукин

ОПТИМИЗАЦИОННЫЙ ПОДХОД К ВЫБОРУ ПАРАМЕТРОВ ЛИНЕЙНОГО ИМПУЛЬСНОГО ИНДУКЦИОННОГО ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКОГО ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯ

Розроблений оптимізаційний підхід до вибору параметрів лінійного імпульсного індукційного електромеханічного перетворювача (ЛШЕП) з базатовитковим короткозамкненим якорем. Він полягає у знаходженні максимуму інтегрального критерію ефективності, який враховує максимальну швидкість та кінетичну енергію в перетворювачі швидкісного призначення, амплітуду та імпульс електродинамічних зусиль в перетворювачі силового призначення при мінімальних значеннях струму індуктора, перевищеннях температур та масі активних елементів. При цьому використовується ланцюгова математична модель, яка враховує взаємопов'язані електричні, магнітні, теплові та механічні процеси ЛШЕП. Розроблена методика пошуку максимуму інтегрального критерію ефективності ЛШЕП в пошуковому просторі з використанням глобального та локального методів оптимізації. В якості глобального методу використовуються генетичні алгоритми, а в якості локального – метод Нелдера-Міда. Визначені електричні параметри смісного накопичувача енергії та геометричні параметри ЛШЕП, які забезпечують найбільші значення інтегрального критерію ефективності в залежності від прийнятого варіанту стратегії оцінки ефективності. В оптимізованих перетворювачах швидкісного та силового призначення інтегральні критерії ефективності в середньому в 2,2 рази вище, ніж у ЛШЕП основного виконання. Бібл. 14, табл. 6, рис. 2.

Ключові слова: лінійний імпульсний індукційний електромеханічний перетворювач, ланцюгова математична модель, інтегральний критерій ефективності, оптимізаційний підхід, генетичні алгоритми, метод Нелдера-Міда.

Разработан оптимизационный подход к выбору параметров линейного импульсного индукционного электромеханического преобразователя (ЛИИЭП) с многовитковым короткозамкнутым якорем. Он состоит в нахождении максимума интегрального критерия эффективности, учитывающего максимальную скорость и КПД преобразователя скоростного назначения, амплитуду и импульс электродинамических усилий в преобразователе силового назначения при минимальных превышениях температур, массе активных элементов и токе индуктора. При этом используется цепная математическая модель, которая учитывает взаимосвязанные электрические, магнитные, тепловые и механические процессы ЛИИЭП. Разработана методика поиска максимума интегрального критерия эффективности ЛИИЭП в поисковом пространстве с использованием глобального и локального методов оптимизации. В качестве глобального метода используются генетические алгоритмы, а в качестве локального – метод Нелдера-Міда. Установлены электрические параметры емкостного накопителя энергии и геометрические параметры ЛИИЭП, обеспечивающие наибольшие значения интегрального критерия эффективности в зависимости от принятого варианта стратегии оценки эффективности. В оптимизированных преобразователях скоростного и силового назначения интегральные критерии эффективности в среднем в 2,2 раза выше, чем в ЛИИЭП основного исполнения. Библ. 14, табл. 6, рис. 2.

Ключевые слова: линейный импульсный индукционный электромеханический преобразователь, цепная математическая модель, интегральный критерий эффективности, оптимизационный подход, генетические алгоритмы, метод Нелдера-Міда.

Введение. Линейные импульсные электромеханические преобразователи широко используются для разгона исполнительного элемента (ИЭ) до высокой скорости на коротком активном участке и/или для создания мощных силовых импульсов на объект воздействия при незначительном перемещении ИЭ, выполненного, например, в виде бойка [1-4]. Такие преобразователи скоростного и силового назначения используются во многих отраслях науки и техники в качестве электромеханических ускорителей и ударно-силовых устройств [5].

Наиболее широко применяются преобразователи индукционного типа, которые имеют коаксиальную дисковую конфигурацию. Такие линейные импульсные индукционные электромеханические преобразователи (ЛИИЭП) содержат ускоряемый электропроводящий якорь, который магнитно взаимодействует с неподвижным индуктором [6-8]. При возбуждении индуктора от емкостного накопителя энергии (ЕНЭ) в электропроводящем якоре индуцируются ток. Взаимодействие магнитного поля индуктора с индуцированным током приводит к возникновению электродинамических усилий (ЭДУ), вызывающих аксиальное перемещение якоря с ИЭ. При этом считается целесо-

образным возбуждать индуктор полярным аперiodическим импульсом, что позволяет использовать для ЕНЭ электролитические конденсаторы с повышенными удельными энергетическими показателями [5].

Однако при работе с быстрым изменением электромагнитных, механических и тепловых параметров эффективность силовых и скоростных показателей ЛИИЭП недостаточно высока. Одним из путей повышения указанных показателей является использование оптимизационного подхода к выбору основных параметров ЛИИЭП. При таком выборе целесообразно использовать интегральный критерий эффективности, который должен включать основные скоростные или силовые показатели ЛИИЭП при учете его электрических, тепловых и массогабаритных показателей.

Целью статьи является выбор основных параметров ЛИИЭП скоростного и силового назначения с использованием оптимизационного подхода, обеспечивающего повышение скоростных и силовых показателей при ограниченных электрических, тепловых и массогабаритных показателях.

Для увеличения быстродействия расчетного алгоритма будем использовать цепную математическую

© В.Ф. Боллох, И.С. Щукин

модель ЛИИЭП, в которой используются сосредоточенные параметры индуктора и якоря [9, 10]. Указанная модель учитывает взаимосвязанные электрические, магнитные, тепловые и механические процессы. Чтобы исключить влияние поверхностного эффекта будем рассматривать якорь, выполненный в виде короткозамкнутой многовитковой обмотки, плотно намотанной относительно тонким медным проводом.

Параметры и показатели ЛИИЭП. Процесс оптимизации состоит в нахождении совокупности параметров, обеспечивающих максимальные значения скорости и кинетической энергии в ЛИИЭП скоростного назначения и максимальные значения амплитуды и импульса ЭДУ в ЛИИЭП силового назначения. Указанные показатели должны обеспечиваться при минимальных превышениях температур и массе n -ых активных элементов ($n = 1, 2$ – индексы индуктора и якоря соответственно) и минимальном токе индуктора, что важно для системы управления.

Основные параметры ЛИИЭП

Электрические параметры ЕНЭ:

• U_0, W_0 – напряжение и энергия ЕНЭ соответственно.

Геометрические параметры ЛИИЭП для n -ого активного элемента:

• w_n – количество витков провода;
 • d_{0n} – диаметр провода круглого сечения;
 • h_{zn}, h_{rn} – высота и ширина провода прямоугольного сечения;

• $D_{exn}, D_{in n}$ – наружный и внутренний диаметры;
 • H_n – аксиальная высота.

Дополнительные параметры ЛИИЭП:

• m_2, m_e – масса якоря и ИЭ соответственно;
 • $\Delta z_0 = 0,5 \cdot (H_1 + H_2) + \Delta_0$ – начальное аксиальное смещение между центрами n -ых активных элементов, где Δ_0 – начальный зазор между активными элементами;

• форма преобразователя: дисковая или цилиндрическая проходная (якорь внутри индуктора или наоборот);
 • тип якоря (многовитковый, массивный, комбинированный);

• схема формирования токового импульса в индукторе при возбуждении от ЕНЭ;

• начальная температура T_{0n} n -ого активного элемента;

• механические факторы: силы противодействия движению якоря, трения и др.;

• параметры подводящих проводов и соединительных элементов.

На эти параметры накладываются параметрические и функциональные ограничения:

для источника энергии

$U_0 \leq U_{0 \max}$ – по напряжению ЕНЭ;

$W_{0 \min} \leq 0,5 \cdot C \cdot U_0^2 \leq W_{0 \max}$ – по энергии ЕНЭ,

где $C = 2W_0U_0^{-2}$ – емкость ЕНЭ;

для нагрузки

$0 \leq m_e \leq m_{e \max}$ – по массе ускоряемого ИЭ;

$f_{c \min} \leq f_c \leq f_{c \max}$ – по тормозным и противодействующим силам;

для электронной системы управления

$i_1 \leq i_{1 \max}$ – ограничение по амплитуде тока возбуждения индуктора;

для геометрических параметров

$1 \leq w_n \leq Ent\left(0,5 \frac{D_{exn} - D_{in n}}{h_{rn} + 2h_s}\right) \cdot Ent\left(\frac{H_n}{h_{zn} + 2h_s}\right)$ – для

числа витков провода прямоугольного сечения, где $Ent(f)$ – наибольшее целое число, не превосходящее f ; h_s – толщина изоляции проводника обмотки;

$1 \leq Ent\left(0,5 \frac{D_{exn} - D_{in n}}{h_{rn} + 2h_s}\right) \leq K_{w n \max}$ – для количества

слоев провода прямоугольного сечения;

$0 \leq \Delta z_0 \leq 0,5 \cdot (H_1 + H_2)$; $0 \leq D_{in 2} \leq D_{in 2 \max}$;

$D_{in 2} + 2 \cdot (h_{r2} + 2 \cdot h_s) \leq D_{ex2} \leq D_{in1} - \Delta_0$ – для цилиндрического проходного преобразователя, где $D_{in 2 \max}$ – максимальное значение внутреннего диаметра якоря;

При использовании провода круглого сечения в параметрических ограничениях вместо h_{rn} и h_{zn} необходимо использовать его диаметр d_{0n} ;

$i_1(t)i_2(t) \frac{dM_{12}}{dz}(z) \leq f_{z \max}$ – по амплитуде ЭДУ, действующих вдоль оси z ; где $i_n(t)$ – ток n -ого активного элемента, M_{12} – взаимоиндуктивность между активными элементами;

$F_{z \min} \geq \int_0^{t_p} f_z dt \geq F_{z \max}$ – по значению импульса ЭДУ, где t_p – длительность действия ЭДУ;

$W_{kin \min} \geq 0,5 \cdot (m_2 + m_e) V_p^2 \geq W_{kin \max}$ – по кинетической энергии, где V_p – скорость якоря в конце рабочего процесса; $V_{\min} \geq v \geq V_{\max}$ – по скорости перемещения якоря с ИЭ; $\theta_n \leq \theta_{n \max}$ – по максимально допустимому превышению температуры n -ого активного элемента.

ЛИИЭП основного исполнения. В качестве основного исполнения рассмотрим ЛИИЭП со следующими параметрами [11]:

Индуктор: внешний диаметр $D_{ex1}=100$ мм, внутренний диаметр $D_{in1}=10$ мм, высота $H_1 = 10$ мм. Индуктор выполнен в виде двухслойной обмотки с внешними электрическими выводами; сечение провода прямоугольного сечения $h_{z1} \times h_{r1}=1,8 \times 4,8$ мм², количество витков провода $w_1=46$ шт.

Якорь: внешний диаметр $D_{ex2}=100$ мм, внутренний диаметр $D_{in2}=6$ мм, высота $H_2=2,5$ мм. Якорь выполнен в виде многослойной короткозамкнутой обмотки, сечение медного провода прямоугольного сечения $h_{z2} \times h_{r2}=1,0 \times 1,2$ мм², количество витков провода $w_2=80$ шт.

ЕНЭ: емкость $C_0=3$ мФ, напряжение $U_0=0,4$ кВ. Исходное расстояние между индуктором и якорем $\Delta_0=1$ мм.

В ЛИИЭП скоростного назначения коэффициент упругости возвратной пружины $K_p=50$ кН/м. Масса ИЭ $m_e=0,5$ кг. Полагаем, что в ЛИИЭП силового назначения противодействующая сила значительна и перемещение ИЭ отсутствует.

В ЛИИЭП основного исполнения скоростного назначения реализуются следующие показатели: амплитуда тока индуктора $i_{1m}=2,57$ кА, максимальная плотность тока в проводнике индуктора $j_{1m}=297,5$ А/мм², максимальная плотность тока в якоре $j_{2m}=764,56$ А/мм², амплитуда ЭДУ $f_{zm}=13,983$ кН, значение импульса ЭДУ $F_z=5,674$ Нс, максимальная скорость якоря с индуктором $V_m=8,43$ м/с, КПД $\eta = 10,32$ %, превышение температуры индуктора $\theta_1=0,37$ °С, превышение температуры якоря $\theta_2 = 0,97$ °С. Масса меди в индукторе $m_1 = 0,69$ кг, масса меди в якоре $m_2 = 0,17$ кг.

В ЛИИЭП основного исполнения силового назначения реализуются следующие показатели: амплитуда тока индуктора $i_{1m} = 2,953$ кА, максимальная плотность тока в проводнике индуктора $j_{1m}=341,78$ А/мм², максимальная плотность тока в якоре $j_{2m}=893,51$ А/мм², амплитуда ЭДУ $f_{zm}=20,171$ кН, значение импульса ЭДУ $F_z=9,076$ Нс, превышение температуры индуктора $\theta_1=0,4$ °С, превышение температуры якоря $\theta_2=1,45$ °С.

Интегральный критерий эффективности. Поскольку эффективность работы ЛИИЭП скоростного или силового назначения характеризуется рядом разносторонних показателей, введем интегральный критерий эффективности, который учитывает максимальные скоростные или силовые показатели при минимальных значениях амплитуды тока индуктора, превышения температур и суммарной массе медного провода активных элементов. В безразмерном виде его можно записать следующим образом

$$K^* = \frac{\beta_1}{i_{1m}^*} + \beta_2 A^* + \beta_3 B^* + \frac{\beta_4}{\theta_1^*} + \frac{\beta_5}{\theta_2^*} + \frac{\beta_6}{m_\Sigma^*}; \quad \sum_{j=1}^J \beta_j = 1,$$

где β_j – весовые коэффициенты соответствующего показателя; $J = 6$ – количество функциональных показателей, нормированных относительно ЛИИЭП основного исполнения (отмечены звездочками);

$$m_\Sigma = 0,5\pi\gamma_{Cu} \sum_{n=1}^2 (D_{exn} + D_{inn}) h_{rn} h_{zn} w_n \quad - \text{ суммарная}$$

масса медного провода в n -ых активных элементах,

где γ_{Cu} – плотность медного провода;

$A=f_{zm}$, $B=F_z$ – для ЛИИЭП силового назначения;

$A=V_{zm}$, $B=\eta$ – для ЛИИЭП скоростного назначения;

f_{zm} – амплитуда ЭДУ;

V_{zm} – максимальная скорость якоря с ИЭ;

$$\eta = 100 \frac{(m_2 + m_e) v_z^2 + K_P \Delta z^2}{C_0 U_0^2}, \% \quad - \text{ КПД ЛИИЭП.}$$

Заметим, что у ЛИИЭП основного исполнения скоростного или силового назначения $K^*=1$. Оптимальным будет преобразователь с максимальным значением K^* , показывая во сколько раз он эффективнее ЛИИЭП основного исполнения.

Методика поиска максимума целевой функции. Интегральный критерий эффективности ЛИИЭП K^* представляет собой целевую функцию оптимизационного процесса. Стратегия нахождения максимума целевой функции m переменных в поисковом пространстве заключается в совместном использовании глобального метода оптимизации, осуществляющего случайный поиск параметров ЛИИЭП в заданном

пространстве, предотвращая попадание в локальный экстремум, и локального метода, обеспечивающего стягивание области параметров с глобальным экстремумом до минимальных размеров.

В качестве глобального метода оптимизации используем генетические алгоритмы, основанные на механизмах популяционной генетики [12, 13]. По данному методу каждому атрибуту объекта в фенотипе соответствует один ген в генотипе, представляющий собой битовую строку фиксированной длины. Признак разбивается на тетрады, преобразуемые по коду Грея. При кодировании бинарной строкой из l битов переменной x_k , которая принадлежит отрезку $[x_{\min}, x_{\max}]$, каждая строка s_k выражает значение переменной x_k :

$$x_k = x_{\min} + s_k(x_{\max} - x_{\min}) / 2^l,$$

где s_k – значение бинарного числа, кодируемого этой строкой.

Оперируя совокупностью (популяцией) возможных решений $P = (x_1, \dots, x_m)$, обрабатывается набор параметров x_i , структурированный определенным образом в виде цепочки конечной длины, а последующие поколения популяции решений генерируются с помощью генетических операторов. Таким образом реализуется случайный поиск с централизованным управлением, использующий отбор и генетические механизмы воспроизводства, при произвольном выборе точек приложения операторов.

Генетические алгоритмы можно представить следующим образом:

$$GA = (P^0, m, l, S, Q, t, \xi),$$

где $P^0 = (a_1^0, \dots, a_m^0)$ – исходная популяция; a_i^0 – решение задачи в виде хромосомы, $i = \overline{1, m}$; m – размер популяции; l – длина каждой хромосомы популяции; S – оператор отбора; Q – отображение, определяющее рекомбинацию (кроссовер, мутация); l – функция оптимальности; ξ – критерий останова.

Работа генетических алгоритмов представляет итерационный процесс, который продолжается до выполнения заданного условия, например замедления роста критерия эффективности $K^*=1$ до заданного значения. P^0 является случайно сгенерированной начальной популяцией. На каждом цикле итерации реализуются операторы отбора, кроссовера и мутации. Оператор отбора S порождает промежуточную популяцию R^t из популяции P^t посредством отбора и генерации новых копий элементов P^t : $R^t = S(P^t)$. Функция оптимальности l , обеспечивающая обратную связь от результатов оптимизации в течение поколения t , используется для отбора индивидуумов популяции. Отбор производится на основании вероятностей $p_S(a_i^t)$, вычисленных для каждого индивида:

$$p_S(a_i^t) = \frac{l(a_i^t)}{\sum_{j=1}^m l(a_j^t)}.$$

После завершения отбора элементу $a_i^t \in R^t$ выбирается партнер из R^t для рекомбинации и строится новая хромосома.

Кроссовер с вероятностью p_C выполняется следующим образом:

- случайный выбор партнеров для скрещивания

$$a_1 = (a_{1,1} \dots a_{1,l}) \in R^t, \quad a_2 = (a_{2,1} \dots a_{2,l}) \in R^t;$$

- случайный выбор точки кроссовера $x \in \{1, \dots, l-1\}$;

- формирование двух новых индивидуумов

$$a_1' = (a_{1,1} \dots a_{1,x} \ a_{2,x+1} \dots a_{2,l}),$$

$$a_2' = (a_{2,1} \dots a_{2,x} \ a_{1,x+1} \dots a_{1,l}).$$

Мутация представляет собой случайное изменение биты хромосомы:

- случайный выбор с вероятностью p_M позиций $\{x_1, \dots, x_k\} \subseteq \{1, \dots, l\}$ внутри битовой строки

$a = (a_1 \dots a_l) \in R^t$, подверженной мутации;

- формирование нового индивидуума

$$a = (a_1 \dots a_{x_1-1} \ \overline{a_{x_1}} \ a_{x_1+1} \dots a_{x_i-1} \ \overline{a_{x_i}} \ a_{x_i+1} \dots a_l), \quad (i = \overline{1, k}).$$

В качестве метода локальной оптимизации для поиска максимума критерия оптимальности $K^*(X)$ в n -мерном евклидовом пространстве R^n

$$\max K^*(X) = K^*(X^*), \quad X \in R^n$$

используется метод Нелдера-Мида, осуществляющий изменение текущего симплекса [14].

В результате отражения k -й вершины симплекса с координатами вершин $X_i^r, i \in [1, n+1]$, образуется симплекс с координатами вершин

$$X_i^{r+1} = X_i^r, \quad i \in [1, n+1], \quad i \neq k, \quad X_k^{r+1} = 2X_C^r - X_k^r,$$

где $X_C^r = \frac{1}{n} \sum_{i=1, i \neq k}^{n+1} X_i^r$ – вектор координат центра тяжести остальных вершин симплекса.

В результате выполнения редукции вершин симплекса X_i^r к вершине X_k получаем симплекс с координатами вершин

$$X_i^{r+1} = X_k^r + \gamma(X_i^r - X_k^r), \quad i \in [1, n+1], \quad i \neq k, \quad X_k^{r+1} = X_k^r,$$

где $\gamma \in (0, 1)$, $\gamma \approx 0,5$ – коэффициент редукции.

После операции сжатия симплекса X_i^r в направлении $(X_k^r - X_C^r)$ получаем симплекс с координатами вершин

$$X_i^{r+1} = X_k^r, \quad i \in [1, n+1], \quad i \neq k, \quad X_k^{r+1} = X_C^r + \beta(X_k^r - X_C^r),$$

где $\beta \in (0, 1)$, $\beta \approx 0,4 - 0,6$ – коэффициент сжатия.

В результате растяжения симплекса X_i^r в направлении $(X_k^r - X_C^r)$ получаем симплекс с координатами вершин

$$X_i^{r+1} = X_i^r, \quad i \in [1, n+1], \quad i \neq k, \quad X_k^{r+1} = X_C^r + \alpha(X_k^r - X_C^r),$$

где $\alpha \approx 2,8 - 3,0$ – коэффициент растяжения.

Поскольку процедура деформации многократно повторяется, то многогранник адаптируется к локаль-

ному рельефу целевой функции и сжимается, обеспечивая сходимость алгоритма в локальном максимуме, позволяя по размерам многогранника σ_i судить о стадии поиска параметров преобразователя.

Реализация задачи выбора параметров ЛИИЭП. Рассмотрим ЛИИЭП дисковой конфигурации с многовитковым якорем, который возбуждается полярным апериодическим импульсом (ЕНЭ шунтирован обратным диодом). В качестве независимых переменных, входящих в вектор переменных проектирования ЛИИЭП, используются: наружный диаметр D_{ext} и внутренний диаметр D_{int} индуктора, высота H_n , число витков w_n , высота h_{zn} и ширина h_m провода прямоугольного сечения n -ого активного элемента; напряжение U_0 и энергия W_0 ЕНЭ. Ограничения на эти параметры накладывают границы поискового пространства (табл. 1).

Таблица 1

Функциональные и параметрические ограничения параметров ЛИИЭП

Параметр	Значение
Энергия ЕНЭ W_0 , Дж	150...500
Напряжение ЕНЭ U_0 , В	150...500
Внешний диаметр n -ых активных элементов D_{ext} , мм	50...100
Внутренний диаметр индуктора D_{in1} , мм	10...20
Внутренний диаметр якоря D_{in2} , мм	2...20
Высота индуктора H_1 , мм	5...22
Высота якоря H_2 , мм	1...10
Количество слоев индуктора K_{w1} , шт.	2
Число витков индуктора w_1 , шт.	30...75
Высота провода индуктора h_{z1} , мм	1...2
Ширина провода индуктора h_{r1} , мм	2...10
Количество слоев якоря K_{w2} , шт.	1...8
Число витков якоря w_2 , шт.	20...200
Высота провода якоря h_{z2} , мм	0,5...1,5
Ширина провода якоря h_{r2} , мм	1,0...3,0
Толщина изоляции провода h_s , мм	0,1
Начальный зазор между n -ыми активными элементами Δ_0 , мм	1,0

Для оптимизационных расчетов был применен вычислительный алгоритм, который включает в себя следующие этапы [7].

1. Задается генетическое представление многогранника набором $N+1$ параметров – векторами переменных проектирования $P^0 = (x_1^0, \dots, x_{N+1}^0)$, $x(x_1, \dots, x_N) \in \mathcal{R}^N$.

2. Из K исходных многогранников $P_i^0 = (x_{i,1}^0, \dots, x_{i,N+1}^0)$, $i = 1, \dots, K$ случайным образом формируется популяция $D_i(P_i^0)$.

3. К каждому многограннику P_i^0 применяются операторы отражения, растяжения, сжатия и редукции для осуществления заданного числа шагов s в поисковом пространстве.

4. Определяются значения целевой функции $F^t(x_{i,j}^t)$, $i = 1, \dots, K, j = 1, \dots, N+1$ в каждой вершине многогранника и его «лучшая» вершина $x_{i,b}^t, i = 1, \dots, K$.

5. Осуществляется ранжирование многогранников относительно значения целевой функции их лучших вершин $F_b^t(x_{i,b}^t), i = 1, \dots, K$.

6. Исключается многогранник с наихудшими параметрами.

7. Формируется новый многогранник P_K^t путем применения генетических операторов кроссовера и мутации, действующих с вероятностью ρ_{mut} , к двум случайно выбранным многогранникам из оставшихся ($K-1$).

8. Определяется значение целевой функции $F(x_{K,j}^t), j=1, \dots, N+1$ и «лучшая» вершина многогранника P_K^t .

9. Осуществляется ранжирование многогранников P_i^t по размеру $\sigma(P_i^t), i=1, \dots, K$.

10. Определяется пороговое значение σ^t для попадания в группу поиска по размеру h -ой популяции $\sigma(P_h^t)$.

11. К ($K-h$) популяциям применяются операторы отражения, растяжения, сжатия и редукции.

12. Осуществляется возврат к этапу 4.

Результаты выбора параметров ЛИИЭП скоростного назначения. Выбор параметров во многом определяется принятым вариантом стратегии оценки эффективности ЛИИЭП. Рассмотрим четыре варианта стратегии (табл. 2).

Таблица 2

Весовые коэффициенты вариантов стратегии оценки эффективности ЛИИЭП, о.е.

Варианты стратегий	β_1	β_2	β_3	β_4	β_5	β_6
I	0,2	0,2	0,2	0,1	0,1	0,2
II	0,1	0,3	0,3	0,1	0,1	0,1
III	0,05	0,5	0,2	0,1	0,1	0,05
IV	0,05	0,2	0,5	0,1	0,1	0,05

В варианте I все показатели ЛИИЭП оцениваются равнозначно (суммарное значение показателя превышений температур равна 0,2). В варианте II наиболее высоко и равнозначно оцениваются максимальная скорость V_m и КПД η преобразователя. В варианте III наиболее высоко оценивается максимальная скорость V_m , а в варианте IV – КПД η .

В результате расчетов для каждого из вариантов стратегии оценки эффективности получены относительные параметры ЛИИЭП скоростного назначения: энергия W_0^* , напряжение U_0^* и емкость C^* ЕНЭ; наружный D_{ex1} и внутренний D_{in1} диаметры, высота H_1^* , число витков w_1^* , толщина h_{z1} и ширина провода h_{r1} индуктора; наружный D_{ex2} и D_{in2} внутренний диаметры, высота H_2^* , число витков w_2^* и количество слоев K_{w2} , толщина h_{z2} и ширина провода h_{r2} якоря (табл. 3).

Работа ЛИИЭП оценивается следующими относительными показателями: амплитудой тока индуктора i_{1m}^* , максимальной плотностью тока в проводниках индуктора j_{1m}^* и якоря j_{2m}^* , максимальной скоростью V_m^* и КПД η^* , превышениями температуры индуктора θ_1^* и якоря θ_2^* в конце рабочего процесса, суммарной массой провода m_Σ^* и критерием эффективности K^* (табл. 4).

В табл. 3 и табл. 4 представлены и усредненные значения параметров и показателей ЛИИЭП скоростного назначения.

Таблица 3

Относительные параметры ЛИИЭП скоростного назначения

Параметр	Варианты стратегии оценки эффективности ЛИИЭП				Усредненное значение
	I	II	III	IV	
D_{ex1}^*	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0
D_{in1}^*	1,1	1,0	1,0	1,0	1,0
H_1^*	0,62	0,62	0,82	0,66	0,68
w_1^*	1,63	1,39	0,87	0,95	1,21
h_{z1}^*	0,55	0,67	1,11	1,11	0,86
h_{r1}^*	0,625	0,625	0,830	0,662	0,686
D_{ex2}^*	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0
D_{in2}^*	1,2	1,3	1,1	1,0	1,15
H_2^*	4,8	6,8	1,6	2,52	3,93
w_2^*	2,2	2,1	1,2	1,5	1,75
K_{w2}^*	2,0	2,0	1,0	1,5	1,63
h_{z2}^*	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0
h_{r2}^*	2,08	3,33	1,5	1,66	2,14

На основании полученных результатов можно сделать следующие выводы. Индуктор ЛИИЭП должен иметь максимальный внешний $D_{ex1}=0,1$ м и минимальный внутренний $D_{in1}=0,01$ м диаметры. Якорь должен иметь максимальный внешний диаметр $D_{ex2}=0,1$ м, а толщина его провода должна быть минимальной $h_{z2}=1$ мм. Эти параметры принимают предельные функциональные ограничения (табл. 1) и соответствуют параметрам ЛИИЭП основного исполнения во всех вариантах стратегии оценки эффективности.

Высота индуктора должна быть меньше, чем у ЛИИЭП основного исполнения и, в зависимости от варианта стратегии, составляет в среднем $H_1=6,8$ мм. При этом число витков индуктора в вариантах стратегии I и II должны быть больше, а в вариантах III и IV меньше, чем у ЛИИЭП основного исполнения, составляя в среднем $w_1=56$ витков провода сечением $h_{z1} \times h_{r1}=1,5 \times 3,3$ мм². Якорь оптимизированного преобразователя должен быть выполнен с большим внутренним диаметром $D_{in2}=7$ мм и существенно большей высотой $H_2=9,8$ мм, с большими количеством витков $w_2=140$ и шириной провода $h_{r2}=2,6$ мм.

Таблица 4

Относительные показатели ЛИИЭП скоростного назначения

Показатель	Варианты стратегии оценки эффективности ЛИИЭП				Усредненное значение
	I	II	III	IV	
W_0^*	0,729	0,937	2,08	1,458	1,301
U_0^*	0,437	0,562	1,25	1,25	0,875
C^*	3,8	2,96	1,33	0,933	2,256
i_{1m}^*	0,345	0,565	1,553	1,3	0,941
j_{1m}^*	0,992	1,268	1,677	1,754	1,423
j_{2m}^*	0,141	0,12	0,958	0,568	0,447
V_m^*	0,449	0,516	1,592	1,257	0,965
η^*	0,537	0,727	1,403	1,573	1,061
θ_1^*	1,953	2,834	4,1	3,712	3,15
θ_2^*	0,053	0,037	0,86	0,34	0,323
m_Σ^*	1,456	1,856	0,976	1,03	1,33
K^*	2,858	3,331	1,3	1,376	2,216

ЕНЭ оптимального ЛИИЭП должен иметь меньшую энергию в вариантах стратегии I и II в то время как ее среднее значение должно быть выше, чем у ЛИИЭП основного исполнения и составлять $W_0=312$ Дж. Напряжение ЕНЭ в вариантах стратегии I и II невысокое и составляет в среднем $U_0=200$ В, а в вариантах III и IV

– максимальное $U_0=500$ В. Усредненные значения максимальных плотностей токов по сравнению с ЛИИЭП основного исполнения в проводниках индуктора увеличены до $j_{1m}=423$ А/мм², а в проводниках якоря уменьшены до $j_{2m}=342$ А/мм².

Максимальная скорость и КПД снижены в вариантах стратегии I и II и увеличены в вариантах III и IV. Так в варианте стратегии III максимальная скорость $V_m=13,4$ м/с, а КПД в варианте IV КПД составляет $\eta=16,2$ %.

По сравнению с ЛИИЭП основного исполнения в оптимизированных преобразователях превышение температуры индуктора возрастает, а якоря – уменьшается, составляя в среднем $\theta_1=1,17$ °С и $\theta_2=0,31$ °С. Масса медного провода возрастает в среднем до $m_\Sigma=1,14$ кг. По сравнению с ЛИИЭП основного исполнения интегральные критерии эффективности оптимизированных преобразователей возрастают в среднем до значения $K^*=2,2$.

На рис.1 показаны электромеханические характеристики ЛИИЭП скоростного назначения, оптимального в варианте стратегии IV. Особенностью этих характеристик является то, что максимальные значения плотностей токов в обмотках индуктора и якоря возникают практически одновременно, что обуславливает и характер изменения ЭДУ f_z . Перемещение якоря с ИЭ начинается через 0,2 мс после начала рабочего процесса.

Результаты выбора параметров ЛИИЭП силового назначения. Рассмотрим четыре варианта стратегии оценки эффективности ЛИИЭП силового назначения (табл. 2). В варианте II наиболее высоко и равнозначно оцениваются амплитуда f_{zm} и импульс F_z ЭДУ. В варианте III наиболее высоко оценивается амплитуда ЭДУ f_{zm} . В варианте IV наиболее высоко оценивается импульс ЭДУ F_z .

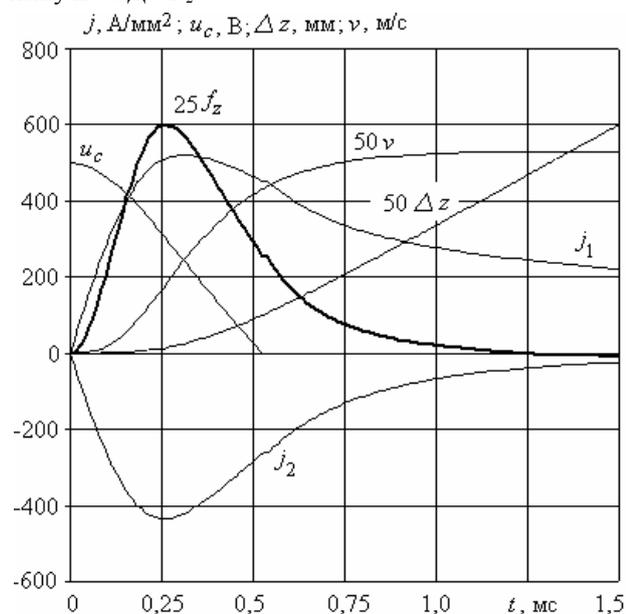


Рис. 1. Электромеханические характеристики оптимального ЛИИЭП скоростного назначения (вариант стратегии IV)

В табл. 5 и табл. 6 представлены усредненные значения параметров и показателей ЛИИЭП силового назначения.

Таблица 5

Относительные параметры ЛИИЭП силового назначения

Параметр	Варианты стратегии оценки эффективности ЛИИЭП				Усредненное значение
	I	II	III	IV	
D_{ex1}^*	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0
D_{in1}^*	1,1	1,0	1,0	1,0	1,0
H_1^*	1,04	1,04	1,06	0,86	1,0
w_1^*	0,87	1,39	1,09	0,91	1,07
h_{z1}^*	1,11	0,66	0,89	1,11	0,94
h_{r1}^*	1,04	1,04	1,06	0,88	1,01
D_{ex2}^*	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0
D_{in2}^*	1,2	1,2	1,3	1,4	1,275
H_2^*	5,0	5,0	6,0	3,84	4,96
w_2^*	2,1	2,3	2,2	2,2	2,2
K_{w2}^*	2	2	2	2	2
h_{z2}^*	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0
h_{r2}^*	2,5	2,5	2,9	1,92	2,46

Таблица 6

Относительные показатели ЛИИЭП силового назначения

Показатель	Варианты стратегии оценки эффективности ЛИИЭП				Усредненное значение
	I	II	III	IV	
W_0^*	0,625	2,08	1,875	2,08	1,665
U_0^*	0,375	1,25	1,125	1,2	0,988
C^*	4,444	1,333	1,481	1,45	2,177
i_{1m}^*	0,818	0,993	1,234	1,616	1,165
j_{1m}^*	0,703	1,43	1,333	1,662	1,282
j_{2m}^*	0,146	0,288	0,243	0,428	0,276
f_{zm}^*	0,382	1,47	2,018	1,361	1,308
F_z^*	0,891	3,147	2,918	3,318	2,568
θ_1^*	1,062	3,382	3,181	4,198	2,956
θ_2^*	0,051	0,19	0,125	0,291	0,164
m_Σ^*	1,832	1,832	2,032	1,456	1,788
K^*	2,664	2,147	2,159	2,047	2,254

Высота индуктора этого преобразователя должна быть практически такой же, как у ЛИИЭП основного исполнения, и составлять в среднем $H_1=10$ мм. При этом число витков индуктора в вариантах стратегии I и IV должны быть меньше, а в вариантах стратегии II и III больше, чем у ЛИИЭП основного исполнения, составляя в среднем $w_1=50$ витков. Практически таким же должно быть сечение провода индуктора $h_{z1} \times h_{r1}=1,7 \times 4,8$ мм². Якорь должен быть выполнен с несколько большим внутренним диаметром $D_{m2}=7,6$ мм и существенно большей высотой $H_2=12,4$ мм. У этого якоря должно быть большее количество витков провода $w_2=176$, которые должны быть уложены в 4 слоя, и большая ширина провода $h_{r2}=3,0$ мм.

ЕНЭ ЛИИЭП силового назначения должен иметь меньшую энергию только в варианте стратегии I, в котором все показатели оцениваются равнозначно. Среднее значение энергии ЕНЭ должна быть выше, чем у ЛИИЭП основного исполнения и составлять $W_0=400$ Дж. Напряжение ЕНЭ в варианте стратегии I пониженное и составляет $U_0=150$ В, а в остальных вариантах повышенное и составляет $U_0=450-500$ В. Емкость ЕНЭ возрастает во всех вариантах стратегии, составляя в среднем $C=6530$ мкФ.

Усредненные значения максимальных плотностей токов по сравнению с ЛИИЭП основного исполнения в проводниках индуктора в среднем увеличены до $j_{1m}=438$ А/мм², а в проводниках якоря уменьшены

до $j_{2m}=246$ А/мм². Амплитуда и импульс ЭДУ увеличены за исключением варианта стратегии I. Так в варианте стратегии III амплитуда ЭДУ составляет $f_{zm} = 40,7$ кН, а в варианте стратегии IV значение импульса ЭДУ составляет $F_z = 30,11$ Н·с. Во всех вариантах стратегии по сравнению с ЛИИЭП основного исполнения превышение температуры индуктора возрастает, а якоря – уменьшается, составляя в среднем $\theta_1=1,18$ °C и $\theta_2=0,24$ °C соответственно. Масса медного провода увеличивается в среднем до $m_\Sigma = 1,54$ кг. По сравнению с ЛИИЭП основного исполнения интегральные критерии эффективности оптимизированных преобразователей силового назначения возрастают в среднем до значения $K^*=2,25$.

На рис. 2 показаны электродинамические характеристики ЛИИЭП силового назначения, оптимального в варианте стратегии IV. По сравнению с ЛИИЭП скоростного назначения в данном преобразователе электродинамические процессы протекают с большим затягиванием во времени, с большими амплитудами плотностей токов в индукторе и якоре, а также ЭДУ.

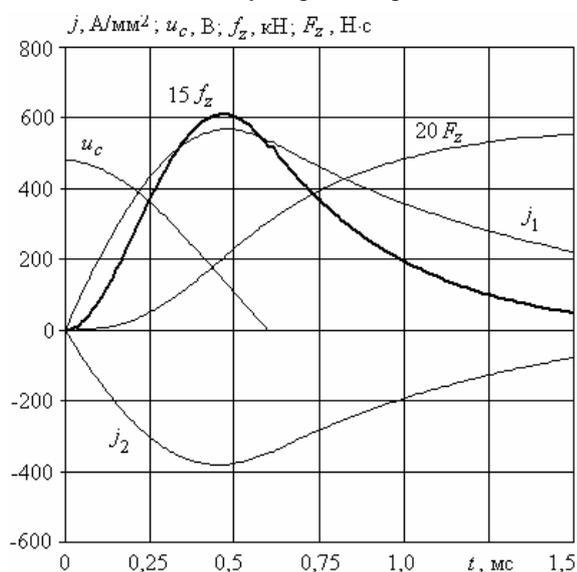


Рис. 2. Электродинамические характеристики оптимального ЛИИЭП силового назначения (вариант стратегии IV)

Выводы

1. Разработан оптимизационный подход к выбору параметров ЛИИЭП с многovitковым короткозамкнутым якорем, который состоит в нахождении максимума интегрального критерия эффективности, учитывающего максимальную скорость и КПД преобразователя скоростного назначения, амплитуду и импульс ЭДУ преобразователя силового назначения при минимальных превышениях температур, массе активных элементов и токе индуктора. При оптимизации используется цепная математическая модель, которая учитывает взаимосвязанные электрические, магнитные, тепловые и механические процессы ЛИИЭП.

2. Разработана методика поиска максимума интегрального критерия эффективности ЛИИЭП в поисковом пространстве с использованием глобального метода оптимизации, осуществляющего случайный поиск параметров, предотвращая попадание в локальный максимум, и локального метода, обеспечивающего

стягивание области параметров с глобальным максимумом до минимальных размеров. В качестве глобального метода оптимизации используются генетические алгоритмы, а в качестве локального – метод Нелдера-Мида.

3. Установлены значения электрических параметров емкостного накопителя энергии и геометрические параметры ЛИИЭП, обеспечивающие наибольшие значения интегрального критерия эффективности в зависимости от принятого варианта стратегии оценки эффективности. В оптимизированных преобразователях скоростного и силового назначения интегральные критерии эффективности в среднем в 2,2 раза выше, чем в ЛИИЭП основного исполнения.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- 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.
- Томашевский Д.Н., Кошкин А.Н. Моделирование линейных электродвигателей импульсного действия // Электротехника. – 2006. – №1. – С. 24-27.
- Chemerys V.T., Bolyukh V.F. Prospectives of new coilgun design development // Артиллерийское и стрелковое вооружение. – 2008. – №3. – С. 44-52.
- 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.
- Болух В.Ф., Шукин И.С. Линейные индукционно-динамические преобразователи. Saarbrucken, Germany: LAP Lambert Academic Publishing, 2014. – 496 с.
- Болух 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.
- 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.
- Young-woo J., Hyun-wook L., Seok-won L. High-speed AC circuit breaker and high-speed OCD // Proceeding of the conf. «22-th international conference on electricity distribution». - 2013, 10-13 June, Stockholm - Paper 608.
- Li W., Koh C.S. Parametric analysis of Thomson-coil actuator using adaptive equivalent circuit method // Digests of the 2010 14th Biennial IEEE Conference on Electromagnetic Field Computation. – May 2010. – pp. 1-9. doi: 10.1109/cefc.2010.5481673.
- Болух В.Ф., Кочерга А.И., Шукин И.С. Исследование линейного импульсно-индукционного электромеханического преобразователя при различных схемах питания индуктора // Электротехніка і електромеханіка. – 2018. – №1. – С. 21-28. doi: 10.20998/2074-272X.2018.1.03.
- Болух В.Ф., Шукин И.С. Исследование тепловых процессов в линейном импульсно-индукционном электромеханическом преобразователе циклического действия // Электротехніка і електромеханіка. – 2017. – № 5. – С. 14-22. doi: 10.20998/2074-272X.2017.5.02.
- Nolan R., Pillay P., Naque T. Application of genetic algorithms to motor parameter determination // Proceedings of 1994 IEEE Industry Applications Society Annual Meeting. – Baltimore, USA. – 1994. – pp. 42-54. doi: 10.1109/ias.1994.345500.
- Bolyukh V.F., Lysenko L.I., Bolyukh E.G. Parameters of high-efficiency pulsed inductive electromechanical converters // Russian Electrical Engineering. – 2004. – vol.75. – no.12. – pp. 1-11.

14. Nelder J.A., Mead R. A Simplex Method for Function Minimization // The Computer Journal. 1965. – vol.7. – no.4. – pp. 308-313. doi: 10.1093/comjnl/7.4.308.

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. Tomashevsky D.N., Koshkin A.N. Modeling of linear impulse electric motors. *Russian Electrical Engineering*, 2006, no.1, pp. 24-27. (Rus).
3. Chemerys V.T., Bolyukh V.F. Prospectives of new coilgun design development. *Artillery and small arms*, 2008, no.3, pp. 44-52.
4. 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.
5. Bolyukh V.F., Shchukin I.S. *Lineinye induktsionno-dinamicheskie preobrazovateli* [Linear induction-dynamic converters]. Saarbrücken, Germany, LAP Lambert Academic Publ., 2014. 496 p. (Rus).
6. 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).
7. 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.
8. J. Young-woo, L. Hyun-wook, L. Seok-won. High-speed AC circuit breaker and high-speed OCD. *Proceeding of the conf. «22-th international conference on electricity distribution»*. 2013, 10-13 June, Stockholm. - Paper 608.
9. Li W., Koh C.S. Parametric analysis of Thomson-coil actuator using adaptive equivalent circuit method. *Digests of the 2010 14th Biennial IEEE Conference on Electromagnetic Field Computation*, May 2010, pp. 1-9. doi: 10.1109/cefc.2010.5481673.
10. Bolyukh V.F., Kocherga A.I., Schukin I.S. Investigation of a linear pulse-induction electromechanical converter with different inductor power supply circuits. *Electrical engineering & electromechanics*, 2018, no.1, pp. 21-28. (Rus). doi: 10.20998/2074-272X.2018.1.03.
11. Bolyukh V.F., Schukin I.S. Investigation of thermal processes in a linear pulse-induction electromechanical converter of cyclic action. *Electrical engineering & electromechanics*, 2017, no.5, pp. 14-22. doi: 10.20998/2074-272X.2017.5.02.
12. Nolan R., Pillay P., Haque T. Application of genetic algorithms to motor parameter determination. *Proceedings of 1994 IEEE Industry Applications Society Annual Meeting*, Baltimore, USA, 1994, pp. 42-54. doi: 10.1109/ias.1994.345500.
13. Bolyukh V.F., Lysenko L.I., Bolyukh E.G. Parameters of high-efficiency pulsed inductive electromechanical converters. *Russian Electrical Engineering*, 2004, vol.75, no.12, pp. 1-11.
14. Nelder J.A., Mead R. A Simplex Method for Function Minimization. *The Computer Journal*, 1965, vol.7, no.4, pp. 308-313. doi: 10.1093/comjnl/7.4.308.

Поступила (received) 04.09.2018

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

¹Национальный технический университет
«Харьковский политехнический институт»,
61002, Харьков, ул. Кирпичева, 2,
тел/phone +38 057 7076427, e-mail: vfbolyukh@gmail.com

²ООО Фирма «ТЭТРА, Ltd»,
61002, Харьков, ул. Кирпичева, 2,
тел/phone +38 057 7076427, e-mail: tech@tetra.kharkiv.com.ua

V.F. Bolyukh¹, I.S. Schukin^{1,2}

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

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

An optimization approach to the choice of parameters of linear pulse induction electromechanical converter.

Purpose. The purpose of the paper is to select the main parameters of the linear pulse induction electromechanical converters (LPIEC) for high-speed and power use with the use of the optimization approach, which provides an increase in speed and power indicators with limited electric, thermal and mass-dimensions. **Methodology.** A technique for finding the maximum of the integral efficiency criterion of LPIEC in the search space using a global optimization method that randomly searches for parameters, preventing entry into a local maximum, and a local method ensuring the contraction of the range of parameters with a global maximum to minimum dimensions is developed. As a global optimization method, genetic algorithms are used, and the Nelder-Mead method is used as the local method. **Results.** The LPIEC inductor should have a maximum external and minimum internal diameter, and its height should be less than that of the LPIEC of the basic design. The armature should have a maximum outer diameter, and the thickness of its wire should be minimal. The armature should be made with a significantly higher height, a greater number of turns and a wider wire. The height of the LPIEC inductor for power purposes should be almost the same as that of the LPIEC of the basic design. In this case, the number of turns of the inductor and the cross section of its wire should be approximately the same. The armature should be made with a slightly larger inner diameter and a significantly higher height. This armature should have a larger number of turns of wire, which must be stacked in 4 layers, and a large width of the wire. The average energy value and voltage of the capacitive energy storage for the LPIEC for high-speed and power applications should be higher than for the LPIEC of the basic design. **Originality.** An optimization approach to the choice of LPIEC parameters with a multi-turn squirrel arm is developed, which consists in finding the maximum of an integral efficiency criterion that takes into account the maximum speed and efficiency in a high-speed converter, the amplitude and magnitude of the electrodynamic force pulse in a power converter, with minimum temperature excesses, the mass of active elements and current of the inductor. The optimization uses a chain mathematical model that takes into account the interconnected electrical, magnetic, thermal and mechanical processes of the LPIEC. **Practical value.** The electric parameters of the capacitive energy storage device and the geometric parameters of the LPIEC are determined, which ensure the largest values of the integral efficiency criterion depending on the adopted version of the efficiency evaluation strategy. In optimized speed and power transfer converters, the integral efficiency criteria are 2.2 times higher on average than in the basic performance of the LPIEC. References 14, tables 6, figures 2.

Key words: linear pulse induction electromechanical converter, chain mathematical model, integral efficiency criterion, optimization approach, genetic algorithms, Nelder-Mead method.

Г.Г. Жемеров, Д.С. Крылов

КОНЦЕПЦИЯ ПОСТРОЕНИЯ СИЛОВЫХ ЦЕПЕЙ МНОГОУРОВНЕВОГО МОДУЛЬНОГО ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯ И ЕГО ТРАНЗИСТОРНЫХ МОДУЛЕЙ

Мета. Метою статті є дослідження особливостей побудови силових кіл багаторівневого модульного перетворювача (ММС) електроенергії для ліній електропередачі постійного струму, дослідження його принципів роботи і основних характеристик. **Методика.** Для проведення досліджень використовувалася теорія електричних кіл, математичне моделювання в пакеті Matlab. **Результати.** Побудована Matlab-модель силової схеми ММС з шунтуванням усіх плечей джерелами струму, що дозволила перевірити коректність формул для характеристик запропонованих схем. **Наукова новизна.** Запропоновано варіанти силових схем ММС з шунтуванням усіх плечей перетворювача джерелами струму. Складено таблиці станів НВ і ФВ модулів при прямому і зворотньому напрямку струмів плечей. **Практичне значення.** Використання запропонованої структури силової схеми перетворювача і алгоритмів роботи силових транзисторних модулів дозволить визначити сферу їх застосування, допоможе в синтезі системи управління і аналізі можливих аварійних режимів ММС. Бібл. 8, табл. 8, рис. 9.

Ключові слова: система електропостачання, багаторівневий модульний перетворювач, транзисторний модуль, струми плечей, Matlab-модель трифазного ММС, стан вентилів.

Цель. Целью статьи является исследование особенностей построения силовых цепей многоуровневого модульного преобразователя (ММС) электроэнергии для линий электропередачи постоянного тока, исследование его принципов работы и основных характеристик. **Методика.** Для проведения исследований использовалась теория электрических цепей, математическое моделирование в пакете Matlab. **Результаты.** Построена Matlab-модель силовой схемы ММС с шунтированием всех плеч источниками тока, позволившая проверить корректность формул для характеристик предложенных схем. **Научная новизна.** Предложены варианты силовых схем ММС с шунтированием всех плеч преобразователя источниками тока. Составлены таблицы состояний НВ и ФВ модулей при прямом и обратном направлении токов плеч. **Практическое значение.** Использование предложенной структуры силовой схемы преобразователя и алгоритмов работы силовых транзисторных модулей позволит определить сферу их применения, поможет в синтезе системы управления и анализе возможных аварийных режимов ММС. Библ. 8, табл. 8, рис. 9.

Ключевые слова: система электроснабжения, многоуровневый модульный преобразователь, транзисторный модуль, токи плеч, Matlab-модель трехфазного ММС, состояние вентиляей.

Введение. В последние годы широкое промышленное применение получили мощные полупроводниковые преобразователи нового типа – модульные многоуровневые преобразователи (*modular multilevel converters*), впервые предложенные в работах [1, 2] R. Marquarratt и A. Lesnicar в 2001, 2003 годах. В многочисленных публикациях [3-8] применительно к этим преобразователям используется устойчивое сокращение – ММС. Необходимо отметить быстроту, с которой ММС были разработаны, изготовлены и введены в промышленную эксплуатацию в линиях электропередачи постоянного тока (HVDC). Первая HVDC система с ММС, разработанная фирмой Siemens, соединила города Питтсбург и Сан-Франциско в Калифорнии, США [7] в ноябре 2010 года. Кабель постоянного тока рассчитан на 400 MW, ± 200 kV.

В Tennet Off-Shore Wind Farm Complex, расположенном в Северном море вблизи побережья Германии, реализуется сразу несколько проектов HVDC для ветровых электростанций с использованием ММС. В табл. 1 приведены характеристики этих проектов [8].

В [7] приведена информация о реализации нескольких других проектов с использованием ММС, расположенных в Европе и Китае фирмой Siemens.

Однако, несмотря на активное внедрение в мировой энергетике, в отечественной литературе практически полностью отсутствует какая либо информация о данном новом типе преобразователя, принципах его построения, сфере применения.

Целью статьи является исследование особенностей построения силовых цепей многоуровневого модульного преобразователя электроэнергии для линий

электропередачи постоянного тока, исследование его принципов работы и основных характеристик.

Таблица 1
Офф-Шорные ветровые электростанции с применением ММС

Ветро-вая эл. стан-ция	Мощ-ность (MW)	Напря-жение (kV)	Длина кабе-ля, km	Исполни-тель	Состоя-ние работ
Helwin 1	576	± 250	130	Siemens	Действует с 2013 г.
Dolwin 1	800	± 640	165	ABB	Испыта-ния в 2013 г.
Borwin 2	800	± 300	200	Siemens	Испыта-ния в 2013 г.
Sylwin 1	864	± 320	205	Siemens	Действует с 2014 г.
Dolwin 2	900	± 640	135	ABB	Действует с 2015 г.
Dolwin 3	900	± 320	162	ABB	Нет данных

Силовая схема и принцип действия ММС. На рис. 1 представлены силовые схемы соответственно однофазного и трёхфазного ММС. Как видно из рис. 1, силовая схема преобразователя питается от двух источников постоянного напряжения. Трёхфазный ММС состоит из трёх однофазных ММС, работающих независимо друг от друга. Общие точки источников напряжения и нагрузки, Z_L , объединены. Плечи силовой схемы ММС, – два плеча в однофазной и шесть плеч

© Г.Г. Жемеров, Д.С. Крылов

в трёхфазной, – представляют собой последовательное соединение N полумостовых (*half-bridge*) НВ модулей, или мостовых (*full-bridge*) *FB* модулей, показанных на рис. 1.

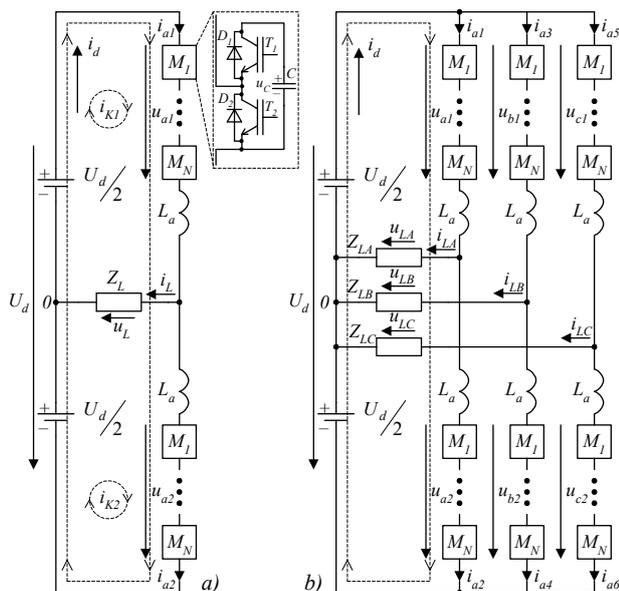


Рис. 1. Силовые схемы ММС

В каждое плечо схемы включен уравнивающий реактор L_a . Регулирование напряжения на нагрузке осуществляется путём включения заданного количества модулей и заданного алгоритма их работы. В установившемся режиме работы ММС в любой момент времени проводят ток все шесть ключей, при этом суммарное напряжение в замкнутых контурах, показанных на рис. 1,а пунктиром, при нулевом уравнительном токе должно быть равно нулю. Графики напряжений плеч представлены на рис. 2, им соответствуют соотношения (1), (2):

$$u_{a1} = \frac{U_d}{2} - v \cdot \frac{U_d}{2} \cdot \sin \vartheta, \quad (1)$$

$$u_{a2} = \frac{U_d}{2} + v \cdot \frac{U_d}{2} \cdot \sin \vartheta, \quad (2)$$

где $\vartheta = 2\pi ft$ – безразмерное время; f – частота напряжения на выходе преобразователя; v – относительное значение напряжения на нагрузке

$$v = \frac{U_{1\max}}{U_d/2}. \quad (3)$$

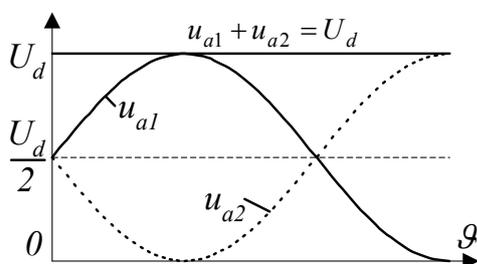


Рис. 2. Напряжения плеч ММС

Для трёхфазного ММС напряжения плеч определяются из соотношений:

$$u_{b1} = \frac{U_d}{2} - v \cdot \frac{U_d}{2} \cdot \sin\left(\vartheta - \frac{2\pi}{3}\right), \quad (4)$$

$$u_{b2} = \frac{U_d}{2} + v \cdot \frac{U_d}{2} \cdot \sin\left(\vartheta - \frac{2\pi}{3}\right), \quad (5)$$

$$u_{c1} = \frac{U_d}{2} - v \cdot \frac{U_d}{2} \cdot \sin\left(\vartheta - \frac{4\pi}{3}\right), \quad (6)$$

$$u_{c2} = \frac{U_d}{2} + v \cdot \frac{U_d}{2} \cdot \sin\left(\vartheta - \frac{4\pi}{3}\right). \quad (7)$$

Рассмотрим зависимость напряжения на нагрузке u_L от напряжений плеч u_{a1} и u_{a2} .

Для двух замкнутых контуров, показанных на рис. 1,а пунктиром, справедливы соотношения:

$$i_{LOAD} = i_{a1} - i_{a2}. \quad (8)$$

Для первого контура:

$$\frac{U_d}{2} - u_{a1} - L_a \frac{di_{a1}}{dt} - u_L = 0, \quad (9)$$

или

$$u_L = -u_{a1} - L_a \frac{di_{a1}}{dt} + \frac{U_d}{2}. \quad (10)$$

Для второго контура:

$$\frac{U_d}{2} - u_{a2} - L_a \frac{di_{a2}}{dt} + u_L = 0, \quad (11)$$

или

$$u_L = u_{a2} + L_a \frac{di_{a2}}{dt} - \frac{U_d}{2}. \quad (12)$$

Просуммировав левые и правые части уравнений (10) и (12), получим

$$2u_L = u_{a2} - u_{a1} - L_a \frac{d(i_{a1} - i_{a2})}{dt}. \quad (13)$$

Учитывая (8), преобразуем (13):

$$u_L = \frac{u_{a2} - u_{a1}}{2} + \frac{L_a}{2} \cdot \frac{di_{LOAD}}{dt}, \quad (14)$$

или

$$u_L = \frac{u_{a2} - u_{a1}}{2} + \frac{\omega L_a}{2} \cdot \frac{di_{LOAD}}{d\vartheta}, \quad (15)$$

В соотношениях (14), (15) имеет место неравенство $I_{LOAD} \cdot \omega \cdot L_a \ll U_{L\max}$,

что, при определённых условиях, позволяет упростить соотношение (15)

$$u_L = \frac{u_{a2} - u_{a1}}{2}. \quad (17)$$

В схеме по рис. 1,а

$$U_{L\max} = v \frac{U_d}{2}. \quad (18)$$

Допустив, что u_L определяется по (17), с учётом (1) и (2) получим:

$$u_L = \frac{\frac{U_d}{2} + v \cdot \frac{U_d}{2} \sin \vartheta - \frac{U_d}{2} + v \cdot \frac{U_d}{2} \sin \vartheta}{2} = v \frac{U_d}{2} \sin \vartheta. \quad (19)$$

На рис. 3 показаны взаимные расположения кривых напряжений плеч и нагрузки фазы a . Напряжения фаз b и c повторяют по форме напряжения фазы a и отстают от него соответственно на углы $2\pi/3$ и $4\pi/3$.

В однофазном ММС токи плеч имеют две составляющие – постоянный ток I_d и переменный синус-

Значения параметра m в функции параметров ν , $\cos\varphi_2$

$\cos\varphi_2$ \ ν	1.0	0.9	0.8	0.7	0.6	0.5	0.4	0.3	0.2	0.1
1.0	2.00	2.22	2.50	2.86	3.33	4.00	5.00	6.67	10.00	20.00
0.9	2.22	2.47	2.78	3.17	3.70	4.44	5.56	7.41	11.11	22.22
0.8	2.50	2.78	3.13	3.57	4.17	5.00	6.25	7.14	12.50	25.00
0.7	2.86	3.17	3.57	4.08	4.76	5.71	7.14	9.52	14.29	28.57
0.6	3.33	3.70	4.17	4.76	5.56	6.67	8.33	11.11	16.67	33.33
0.5	4.00	4.44	5.00	5.71	6.67	8.00	10.00	13.33	20.00	40.00
0.4	5.00	5.56	6.25	7.14	8.33	10.00	12.50	16.67	25.00	50.00
0.3	6.67	7.41	8.33	9.52	11.11	13.33	16.67	22.22	33.33	66.67
0.2	10.00	11.11	12.50	14.29	16.67	20.00	25.00	33.33	50.00	100.0
0.1	20.00	22.22	25.00	28.57	33.33	40.00	50.00	66.67	100.0	200.0

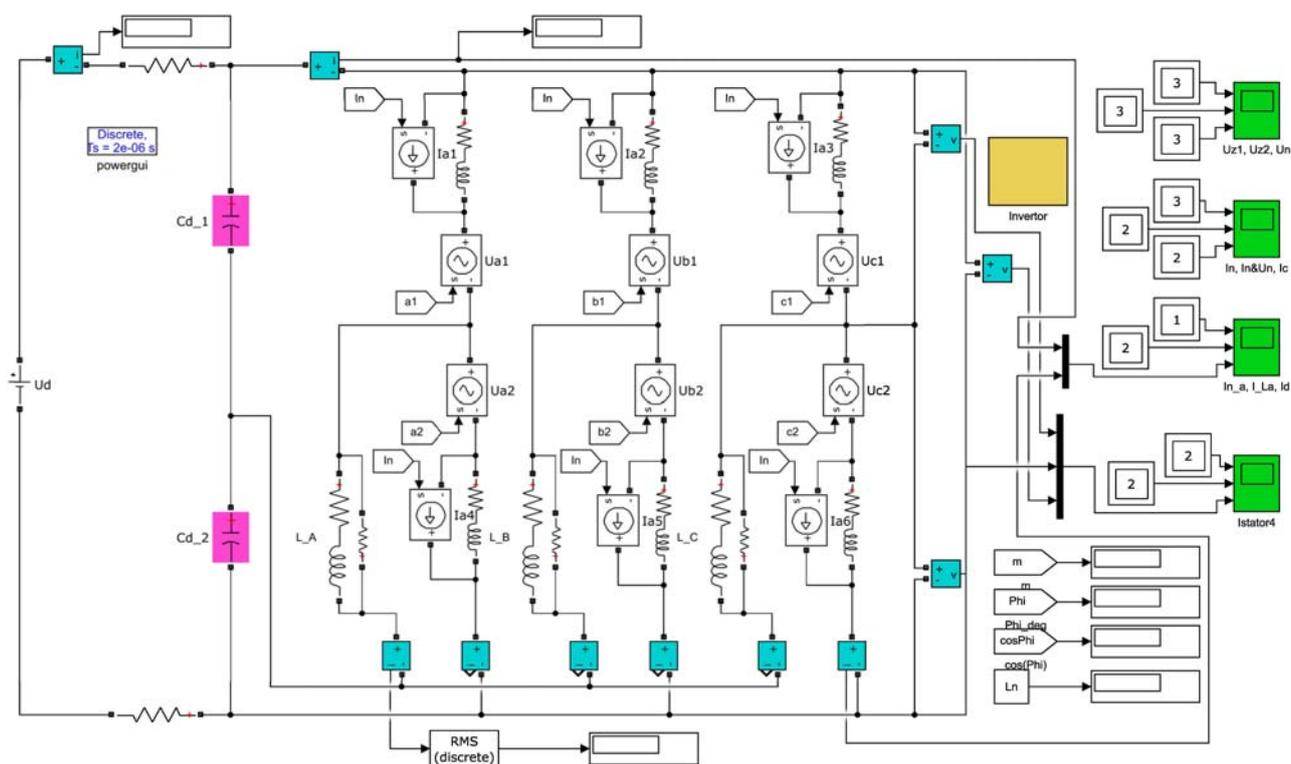


Рис. 5. MatLab модель трёхфазного MMC

Управление источниками тока и напряжения в модели осуществляется в точном соответствии с алгоритмом работы MMC, описанным выше. Такая концепция построения модели позволяет проверить справедливость ранее допущенных предположений о взаимосвязи основных параметров в работе схемы без использования моделей конкретных силовых модулей и построения сложной системы их управления и авто-регулирования.

При получении машинограмм и зависимостей в модели были приняты следующие значения: среднее значение питающего напряжения и входного тока соответственно $U_d = 1000 \text{ V}$, $I_d = 1000 \text{ A}$; активное и индуктивное сопротивление плеча $1 \text{ m}\Omega$ и $10 \mu\text{H}$; активное сопротивление нагрузки – 0.632Ω , ёмкость конденсатора делителя – 5 mF .

На рис. 6 приведены машинограммы напряжения источника питания U_d и напряжения плеч фазы C для

режима работы $\nu=1$, что полностью соответствует теоретическим графикам, приведенным на рис. 2.

На рис. 7 приведены машинограммы напряжения нагрузки фазы C и формирующих его напряжений для режима работы $\nu = 0.8$, что полностью соответствует теоретическим графикам, приведенным на рис. 3.

На рис. 8 приведены машинограммы тока нагрузки и плеч фазы C для режима работы $\nu = 0.8$. Сравнение рис. 8 и рис. 4 даёт возможность убедиться в справедливости принятых ранее теоретических предположений.

Также, модель рис. 5 позволила проверить работу MMC при различных сочетаниях параметров m , ν и $\cos\varphi_2$, подтвердив справедливость значений, приведенных в табл. 2 с точностью до двух знаков после запятой.

Характеристики силовых модулей. Применение того или иного типа силового транзисторного модуля не сказывается на общей концепции работы MMC,

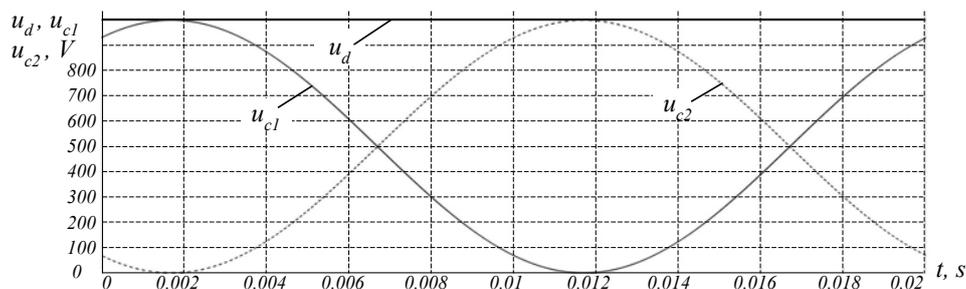


Рис. 6. Напряжения плеч фазы c

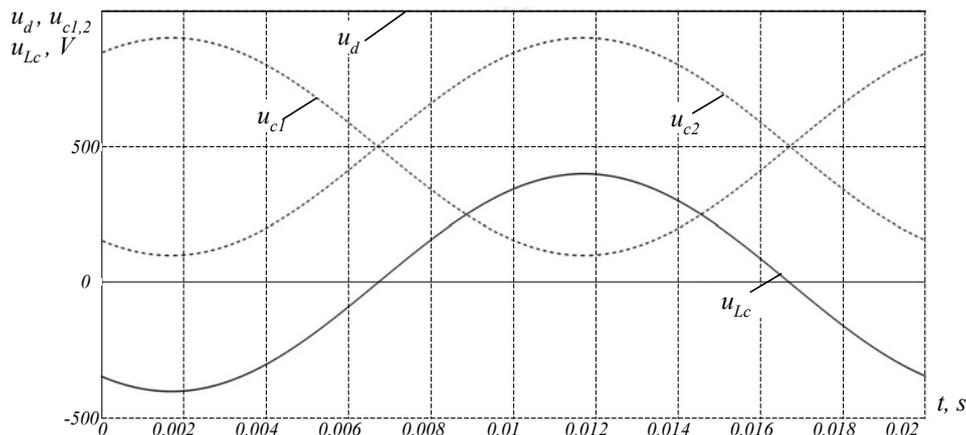


Рис. 7. Напряжение нагрузки фазы c

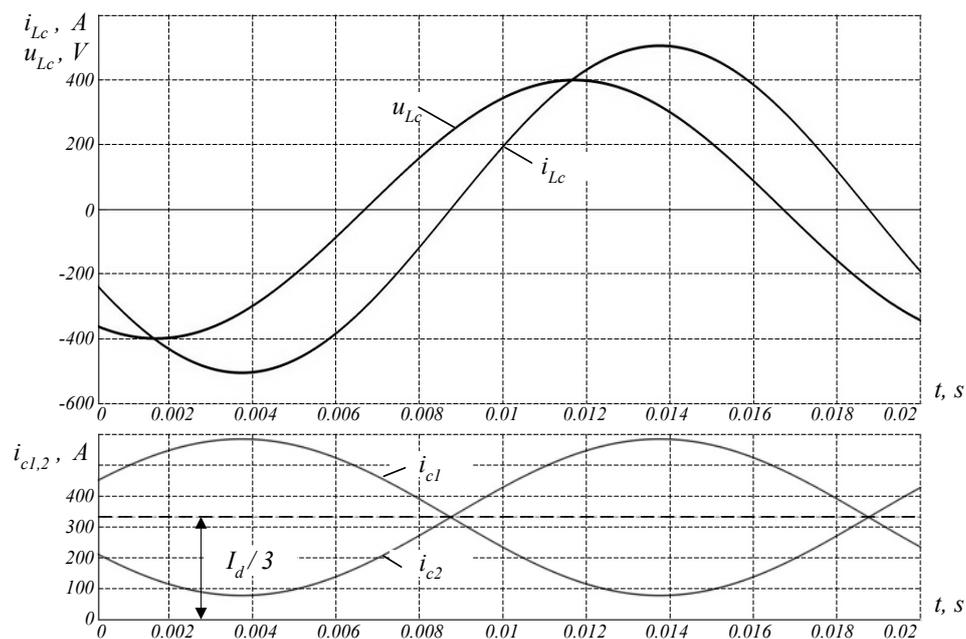


Рис. 8. Ток нагрузки и плеч фазы c

однако влияет на особенности построения системы управления и авторегулирования а также определяет возможные аварийные режимы в работе схемы. Поэтому рассмотрим их работу подробнее.

а) Полумостовой HV модуль. Схема полумостового HV модуля представлена на рис.9,а. Ток через модуль от источника питания может быть как положительным (направление положительного тока указано на рис. 9,а), так и отрицательным. Напряжение на конденсаторе C всегда положительно, поэтому при работе модуля транзисторы $T1$ и $T2$ не могут быть

открыты одновременно. С учётом этого возможны три комбинации включённых состояний транзисторов при каждом направлении тока i :

- оба транзистора закрыты;
- включен транзистор $T1$, транзистор $T2$ заперт;
- включен транзистор $T2$, транзистор $T1$ заперт.

Рассмотрим пути протекания тока, напряжение на конденсаторе и величину напряжения на входе модуля, соответствующие указанным выше комбинациям при положительном и отрицательном токе, сведя результат в табл. 3 и 4.

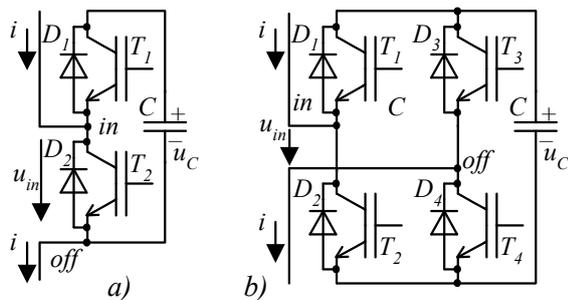


Рис. 9. Схемы силовых модулей MMC

Таблица 3
Напряжение на входе и на конденсаторе *HB* модуля при положительном токе $i > 0$

№ комб.	Вкл. тр-ры	Путь тока	Напряжение конденсатора	Напряжение на входе модуля
1.1	–	<i>in, D1, C, off</i>	заряд	$u_{in} = u_C$
1.2	<i>T1</i>	<i>in, D1, C, off</i>	заряд	$u_{in} = u_C$
1.3	<i>T2</i>	<i>in, T1, off</i>	не изменяется	$u_{in} = 0$

Таблица 4
Напряжение на входе и на конденсаторе *HB* модуля при отрицательном токе $i < 0$

№ комб.	Вкл. тр-ры	Путь тока	Напряжение конденсатора	Напряжение на входе модуля
2.1	–	<i>off, D2, in</i>	не изменяется	$u_{in} = u_C$
2.2	<i>T1</i>	<i>off, C, T1, in</i>	разряд	$u_{in} = -u_C$
2.3	<i>T2</i>	<i>off, D2, in</i>	не изменяется	$u_{in} = 0$

Из анализа табл. 3, 4 следует, что зарядить конденсатор можно только при положительном токе модуля, а разрядить – только при отрицательном токе модуля. Причём существует две комбинации, обеспечивающие заряд конденсатора и только одна комбинация, соответствующая разряду.

б) Мостовой FB модуль.

В схеме мостового модуля, представленного на рис. 9, *b*, не могут быть одновременно включены пары транзисторов *T1, T2* и *T3, T4*. Поэтому возможны девять комбинаций включённых транзисторов при каждом из двух направлений тока *i*.

- все транзисторы заперты;
- включена пара транзисторов *T1, T2*;
- включена пара транзисторов *T2, T3*;
- включены транзисторы *T1, T3*;
- включены транзисторы *T2, T4*;
- включен транзистор *T1*, остальные закрыты;
- включен транзистор *T2*, остальные закрыты;
- включен транзистор *T3*, остальные закрыты;
- включен транзистор *T4*, остальные закрыты.

Рассмотрим работу схемы при положительном токе ($i > 0$). Результат анализа сведём в табл. 5.

В соответствии с табл. 5, в случае, если $i > 0$, лишь одна комбинация включения транзисторов обеспечивает разряд конденсатора при $u_{in} = -u_C$. Четыре комбинации обеспечивают заряд конденсатора, ещё четыре – неизменность напряжения на конденсаторе.

Таблица 5
Напряжение на входе и на конденсаторе *FB* модуля при положительном токе $i > 0$

№ ком-бин.	Вкл. тр-ры	Путь тока	Напряжение конденсатора	Напряжение на входе модуля
3.1	–	<i>in, D1, C, D4, off</i>	заряд	$u_{in} = u_C$
3.2	<i>T1, T4</i>	<i>in, D1, C, D4, off</i>	заряд	$u_{in} = u_C$
3.3	<i>T2, T3</i>	<i>in, T2, C, T3, off</i>	разряд	$u_{in} = -u_C$
3.4	<i>T1, T3</i>	<i>in, D1, T3, off</i>	не изменяется	$u_{in} = 0$
3.5	<i>T2, T4</i>	<i>in, T2, D4, off</i>	не изменяется	$u_{in} = 0$
3.6	<i>T1</i>	<i>in, D1, C, D4, off</i>	заряд	$u_{in} = u_C$
3.7	<i>T2</i>	<i>in, T2, D4, off</i>	не изменяется	$u_{in} = 0$
3.8	<i>T3</i>	<i>in, D1, T3, off</i>	не изменяется	$u_{in} = 0$
3.9	<i>T4</i>	<i>in, D1, C, D4, off</i>	заряд	$u_{in} = u_C$

Рассмотрим случай, когда $i < 0$. Из табл. 6 следует, что при $i < 0$ лишь одна комбинация обеспечивает разряд конденсатора при $u_{in} = +u_C$, четыре комбинации обеспечивают заряд конденсатора при $u_{in} = -u_C$, ещё четыре комбинации обеспечивают неизменность напряжения на конденсаторе при $u_{in} = 0$. Данные анализа приведены в табл. 7, 8.

Таблица 6
Напряжение на входе и на конденсаторе *FB* модуля при отрицательном токе $i < 0$

№ ком-бин.	Вкл. тр-ры	Путь тока	Напряжение конденсатора	Напряжение на входе модуля
4.1	–	<i>off, D3, C, D2, in</i>	заряд	$u_{in} = -u_C$
4.2	<i>T1, T4</i>	<i>off, T4, C, T1, in</i>	разряд	$u_{in} = u_C$
4.3	<i>T2, T3</i>	<i>off, D3, C, T2, in</i>	заряд	$u_{in} = -u_C$
4.4	<i>T1, T3</i>	<i>off, D3, T1, in</i>	не изменяется	$u_{in} = 0$
4.5	<i>T2, T4</i>	<i>off, T4, D2, in</i>	не изменяется	$u_{in} = 0$
4.6	<i>T1</i>	<i>off, D3, T1, in</i>	не изменяется	$u_{in} = 0$
4.7	<i>T2</i>	<i>off, D3, C, D2, in</i>	заряд	$u_{in} = -u_C$
4.8	<i>T3</i>	<i>off, D3, C, D2, in</i>	заряд	$u_{in} = -u_C$
4.9	<i>T4</i>	<i>off, T4, D2, in</i>	не изменяется	$u_{in} = 0$

Данные табл. 3-8 могут быть использованы при синтезе системы управления и для анализа возможных аварийных режимов в модулях MMC.

Поскольку ток *i* генерируется источником тока, наиболее опасен обрыв цепи тока внутри модуля. В *HB* модулях (рис. 9, *a*) при закрытом транзисторе *T2* обрыв в контуре протекания тока *i* приведёт к возник-

новению дуги, перенапряжению на транзисторе $T2$ и диоде $D2$ с последующим пробоем одного из них.

Таблица 7

Номера вариантов режима работы FB модуля при $i > 0$

Знак напряжения на выходе u_{in}		+	-	0
Напряжение на конденсаторе	заряд (растёт)	3.1, 3.2, 3.6, 3.9	нет	нет
	разряд (уменьшается)	нет	3.3	нет
	не изменяется	нет	нет	3.4, 3.5, 3.7, 3.8

Таблица 8

Номера вариантов режима работы FB модуля при $i < 0$

Знак напряжения на выходе u_{in}		+	-	0
Напряжение на конденсаторе	заряд (растёт)	нет	4.1, 4.3, 4.7, 4.8	нет
	разряд (уменьшается)	4.2	нет	нет
	не изменяется	нет	нет	4.4, 4.5, 4.6, 4.9

При одновременном включении транзисторов $T1$, $T2$, на них разряжается конденсатор C . Ток разряда может привести к выгоранию проводников (дорожек) внутри транзисторов, возникновению дуги и выбросу плазмы.

Выводы.

1. Рассмотрена концепция построения многоуровневого модульного преобразователя (MMC) для линий электропередачи постоянного тока в энергетике и мощном частотно регулируемом электроприводе.

2. Математическое моделирование в программной среде *MatLab/Simulink* подтвердило справедливость рассмотренного алгоритма работы MMC и корректность математических соотношений, описывающих процессы в установившемся режиме работы.

3. Приведены характеристики полного набора комбинаций состояний транзисторов полумостового, HB , (шесть состояний) и мостового, FB , (восемнадцать состояний) силовых модулей, которые следует учитывать при синтезе системы управления и анализе аварийных режимов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Marquardt R. *Stramrichterhaltungen mit verteilten energiespeichern*. Patent German, DE20 122923V1, 2001.
2. Lesnicar A., Marquardt R. An innovative modular multilevel converter topology suitable for a wide power range // 2003 IEEE Bologna Power Tech Conference Proceedings. – 2003. – vol.3. – p. 6. doi: 10.1109/PTC.2003.1304403.
3. Hagiwara M., Akagi H. PWM control and experiment of modular multilevel converters // 2008 IEEE Power Electronics Specialists Conference. – 2008. – pp. 154-161. doi: 10.1109/PESC.2008.4591917.
4. Alstom. HVDC MaxSine. Режим доступа: <http://www.alstom.com/grid/products-and-services/engineeredenergy-solutions/hvdc-transmission-systems/HVDC-MaxSine>.
5. ABB. HVDC Light Gen. 4. Режим доступа: www.new.abb.com/systems/hvdc.
6. EPRI. HVDC Flexible. Режим доступа: www.epri.sgcc.com.cn/prgc/english/Product Solution/HVDC.
7. SIEMENS. SINAMICSSM120. Режим доступа: <http://www.industry.siemens.com/drives/global/en/converter/mv drives/sinamics-sm120-cm>.

8. Perez M.A., Bernet S., Rodriguez J., Kouro S., Lizana R. Circuit Topologies, Modeling, Control Schemes, and Applications of Modular Multilevel Converters // IEEE Transactions on Power Electronics. – 2015. – vol.30. – no.1. – pp. 4-17. doi: 10.1109/tpel.2014.2310127.

REFERENCES

1. Marquardt R. *Stramrichterhaltungen mit verteilten energiespeichern*. Patent German, DE20 122923V1, 2001. (Ger).
2. Lesnicar A., Marquardt R. An innovative modular multilevel converter topology suitable for a wide power range. 2003 IEEE Bologna Power Tech Conference Proceedings, 2003, vol.3, p. 6. doi: 10.1109/PTC.2003.1304403.
3. Hagiwara M., Akagi H. PWM control and experiment of modular multilevel converters. 2008 IEEE Power Electronics Specialists Conference, 2008, pp. 154-161. doi: 10.1109/PESC.2008.4591917.
4. Alstom. HVDC MaxSine. Available at: <http://www.alstom.com/grid/products-and-services/engineeredenergy-solutions/hvdc-transmission-systems/HVDC-MaxSine> (accessed 22 August 2013).
5. ABB. HVDC Light Gen. 4. Available at: www.new.abb.com/systems/hvdc (accessed 12 August 2013).
6. EPRI. HVDC Flexible. Available at: www.epri.sgcc.com.cn/prgc/english/Product Solution/HVDC Flexible (accessed 20 July 2013).
7. SIEMENS. SINAMICSSM120. Available at: <http://www.industry.siemens.com/drives/global/en/converter/mv drives/sinamics-sm120-cm> (accessed 20 June 2013).
8. Perez M.A., Bernet S., Rodriguez J., Kouro S., Lizana R. Circuit Topologies, Modeling, Control Schemes, and Applications of Modular Multilevel Converters. IEEE Transactions on Power Electronics, 2015, vol.30, no.1, pp. 4-17. doi: 10.1109/tpel.2014.2310127.

Поступила (received) 03.09.2018

Жемеров Георгий Георгиевич¹, д.т.н., проф.
Крылов Денис Сергеевич¹, к.т.н., доц.,

¹Национальный технический университет «Харьковский политехнический институт»
61002, Харьков, ул. Кирпичева, 2,
тел/phone +380 57 7076312, e-mail: zhemerov@gmail.com

G.G. Zhemerov¹, D.S. Krylov¹

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

Concept of construction of power circuits of a multilevel modular converter and its transistor modules.

Goal. The goal of the paper is to study the peculiarities of building power circuits of a modular multilevel converter (MMC) of electrical energy for DC transmission lines, to investigate its operating principles and basic characteristics. **Methodology.** We have applied the theory of electrical circuits and mathematical simulation in Matlab package. **Results.** A Matlab-model of the MMC power circuit was constructed with shunting of all the shoulders by current sources, which made it possible to check the correctness of the formulas for the characteristics of the proposed circuits. **Originality.** Variants of power circuits of MMC with shunting of all shoulders of the converter by current sources are offered. The tables of states of HB and FB modules for forward and backward direction of the current of the shoulders are made. **Practical value.** The use of the proposed structure of the converter power circuit and the algorithms of operation of the power transistor modules will help to determine the scope of their application, will help in the synthesis of the control system and analysis of possible emergency modes of the MMC. References 8, tables 8, figures 9.

Key words: power supply system, multilevel modular converter, transistor module, shoulder currents, Matlab model of three-phase MMC, state of valves.

B.I. Kuznetsov, T.B. Nikitina, V.V. Kolomiets, I.V. Bovdvi

IMPROVING OF ELECTROMECHANICAL SERVO SYSTEMS ACCURACY

Aim. Improving of accuracy parameters and reducing of sensitivity to changes of plant parameters of nonlinear robust electromechanical servo systems of guidance and stabilization of lightly armored vehicle weapons based on multiobjective synthesis. Methodology. The method of multicriterion synthesis of nonlinear robust controllers for controlling by nonlinear multimass electromechanical servo systems with parametric uncertainty based on the choice of the target vector of robust control by solving the corresponding multicriterion nonlinear programming problem in which the calculation of the vectors of the objective function and constraints is algorithmic and associated with synthesis of nonlinear robust controllers and modeling of the synthesized system for various modes of operation of the system, with different input signals and for various values of the plant parameters. Synthesis of nonlinear robust controllers and non-linear robust observers reduces to solving the system of Hamilton-Jacobi-Isaacs equations. Results. The results of the synthesis of a nonlinear robust electromechanical servo system for the guidance and stabilization of lightly armored vehicle weapons are presented. Comparison of the dynamic characteristics of the synthesized servo electromechanical system showed that the use of synthesized nonlinear robust controllers allowed to improve the accuracy parameters and reduce the sensitivity of the system to changes of plant parameters in comparison with the existing system. Originality. For the first time carried out the multiobjective synthesis of nonlinear robust electromechanical servo systems of guidance and stabilization of lightly armored vehicle weapons. Practical value. Practical recommendations are given on reasonable choice of the gain matrix for the nonlinear feedbacks of the regulator and the nonlinear observer of the servo electromechanical system, which allows improving the dynamic characteristics and reducing the sensitivity of the system to plant parameters changing in comparison with the existing system. References 12, figures 1.

Key words: electromechanical servo systems of guidance and stabilization of lightly armored vehicle weapon, nonlinear robust system, multiobjective synthesis, dynamic characteristics.

Цель. Повышение параметров точности и уменьшение чувствительности системы к изменениям параметров объекта управления нелинейной робастной электромеханической следящей системы наведения и стабилизации вооружения легкобронированной машины на основе многокритериального синтеза. Методология. Метод многокритериального синтеза нелинейных робастных регуляторов для управления нелинейными многомассовыми электромеханическими следящими системами с параметрической неопределенностью основан на выборе вектора цели робастного управления путем решения соответствующей задачи многокритериального нелинейного программирования, в которой вычисление векторов целевой функции и ограничений носит алгоритмический характер и связано с синтезом нелинейных робастных регуляторов и моделированием синтезированной системы для различных режимов работы системы, при различных входных сигналах и для различных значений параметров объекта управления. Синтез нелинейных робастных регуляторов и нелинейных робастных наблюдателей сводится к решению системы уравнений Гамильтона – Якоби – Айзекаса. Результаты. Приводятся результаты синтеза нелинейной робастной электромеханической следящей системы наведения и стабилизации вооружения легкобронированной машины. Сравнение динамических характеристик синтезированной следящей электромеханической системы показало, что применение синтезированных нелинейных робастных регуляторов позволяет повысить параметры точности и снизить чувствительность системы к изменению параметров объекта управления по сравнению с существующей системой. Оригинальность. Впервые проведен многокритериальный синтез нелинейной робастной электромеханической следящей системы наведения и стабилизации вооружения легкобронированной машины. Практическая ценность. Приводятся практические рекомендации по обоснованному выбору матриц коэффициентов усиления нелинейных обратных связей регулятора и нелинейного наблюдателя следящей электромеханической системы, что позволяет улучшить динамические характеристики и снизить чувствительность системы к изменению параметров объекта управления по сравнению с существующей системой. Библ. 12, рис. 1.

Ключевые слова: электромеханическая следящая система наведения и стабилизации вооружения легкобронированной машины, нелинейная робастная система, многокритериальный синтез, динамические характеристики.

Introduction. Lightly armored wheeled and tracked vehicles produced in Ukraine have high tactical and technical characteristics and successfully compete with foreign weapons [1]. The basis of combat in modern conditions is firing off at a high speed and maneuvering movement of the machine, so all modern lightly armored vehicles in the world equipped with weapons stabilizers, allowing to guide the target fire on the move. The probability of fire engagement of the target at maximum speeds, high maneuverability and effective evasion of the machine against the enemy's fire damage is largely determined by the accuracy of maintaining the specified direction of the combat module on the target with intense perturbations on the machine's side. Increasing the

accuracy has an important economic component. For example, the practice of using the Protector combat module in Kongsberg's Crows II version based on actual operation data in 2007 made it possible to reduce the consumption of 12.7-mm cartridges by 70 % due to a sharp increase in the accuracy of the hit from the first shot. Therefore, the issues of further improving the accuracy of weapons stabilization are an urgent problem, both in the development of new weapons systems and in the modernization of existing systems in service.

To systems of guidance and stabilization of lightly armored vehicles weapons, sufficiently stringent requirements are set for the performance indicators in

© B.I. Kuznetsov, T.B. Nikitina, V.V. Kolomiets, I.V. Bovdvi

various modes. We bring a part of such requirements for the light-armored vehicle presented to the guidance and stabilization system [1]: time of working out of a given angle of error; acceleration time to rated speed and deceleration time to full stop; an error in working out a harmonic signal of a specified amplitude and frequency; stabilization error when moving along a normalized path with a random profile change with a given speed; maximum speed of guidance; minimum speed of guidance; failure of guidance at minimum speed. Naturally, this should take into account the voltage and current limitations of the anchor chain of the drive motor, as well as the speed of rotation of the drive motor.

The goal of this work is to improve of the accuracy parameters and reduce of sensitivity to changes of plant parameters for electromechanical servo system guidance and stabilization of lightly armored vehicle weapons based on multiobjective synthesis of nonlinear robust control.

Problem statement. Stabilizers of armored vehicles weapons in a vertical and horizontal plane are built according to the same type of scheme [1-4]. With the help of an optical sight, the sight mirror is mounted in the direction of the target, respectively in the horizontal and vertical planes. The specified direction is compared with the actual direction of the armament block and the voltages proportional to the discrepancy signals between the specified directions of the shot lines and the axis of the bore channel are fed to the inputs of the turret drives in the horizontal guidance channel and the arming unit in the vertical guidance channel. In addition, the absolute speed of rotation of the turret in the horizontal plane and the combat module in the vertical plane are measured with the aid of gyroscopic angular velocity sensors mounted on the arms block and used to develop control.

The turret in the horizontal plane and the combat module in the vertical plane are driven by DC motors driven from permanent magnets, whose armature circuits are powered by pulse-width converters. The rotational speed of the motors that drive the turret and the combat module is measured using tachogenerators. The currents of the motor armature anchors are measured by shunts included in the motor armature circuits, converted and also used for control purposes

The presence in the electromechanical servo systems of elastic elements between the drive motor and the operating element, the uncertainty of the parameters of the control objects, the change in mass-inertial characteristics, complex cinematic schemes, unknown external and internal disturbances do not allow to obtain potentially high dynamic characteristics inherent in modern electromechanical systems with standard regulators [2, 3]. The use of state control by complex electromechanical systems containing nonlinear and elastic elements allows obtaining acceptable quality indicators. To reduce the sensitivity of synthesized systems to changing the parameters and structure of the control object and external influences, robust control is used as the state control. Consider the design of such system.

Let us consider the nonlinear model of a discrete plant of robust control of a multimass system with a state

vector x_k in the form of a difference state equation in the standard form

$$x_{k+1} = f(x_k, u_k, \omega_k, \eta_k), \quad (1)$$

where u_k is the control vector, ω_k and η_k are the vectors of the external signal and parametric perturbations [5, 6], f is a nonlinear function.

The mathematical model (1) takes into account the nonlinear frictional dependencies on the shafts of the drive motor, the rotating parts of the reducer and the operating element, the play between the teeth of the driving and driven gears, the control constraints, current, torque and engine speed, as well as the moment of inertia of the plant.

Method of synthesis. The task of synthesis is the determination of such a regulator [7, 8] which, based on the measured output of the initial system

$$y_k = Y(x_k, \omega_k, u_k) \quad (2)$$

forming control u_k using a dynamic system described by the difference state equation and output

$$\xi_{k+1} = f(\xi_k, u_k, \omega_k, \eta_k) + \sum_{i=1}^3 G_i (y_k - \dots - Y(\xi_k, \omega_k, u_k)); \quad (3)$$

$$u_k = \sum_{i=1}^3 U_i(\xi_k, y_k), \quad (4)$$

where i is the order of the forms G_i and U_i .

The synthesis of the regulator (4) is reduced to determining the matrix of the forms of the regulator gain U_i by minimizing the norm of the target vector

$$z(x_k, u_k, \eta_k) = \sum_{i=2}^4 Z_i(x_k, u_k, \eta_k) \quad (5)$$

on control vector of u_k and maximization of the same norm on a of plant uncertain vector η_k for the worst case disturbance.

The synthesis of the observer (3) is reduced to determining the observer gain coefficients G_i by minimization of the error vector of the recovery of the state vector x_k of the initial system and maximization of the same norm of the error vector along the plant uncertainty vector η_k and the vector of external signal influences ω_k , which also corresponds to the worst case disturbance.

Matrices of the regulator U_i and observer G_i gain coefficients are found from approximate solutions of the Hamilton-Jacobi-Isaacs equations [7, 8], in which the matrices of linear forms being found from the four Riccati equations solutions. This approach corresponds to the standard 4-Riccati approach to the synthesis of linear robust or anisotropic regulators [9].

To determine the regulator (4) for plant (1) with target vector (5) consider Hamiltonian function

$$H(x_k, u_k, \eta_k) = z(x_k, u_k, \eta_k) + V_x^T(x_k, u_k, \eta_k) f(x_k, u_k, \eta_k), \quad (6)$$

where V_x are partial derivatives with respect to the state vector x_k of the infinite-horizon performance functional (Lyapunov function)

$$V(x_k, u_k, \eta_k) = \sum_{i=k}^{\infty} z(x_i, u_i, \eta_i). \quad (7)$$

To determine the robust regulator (4) it is necessary to find the minimum norm of the target vector (5) along the control vector u_k and the maximum of this norm in the external perturbations vector η_k , which reduces to solving the minimax extremal problem of Hamiltonian function [7]

$$H^*(x_k) = \min_{u_k} \max_{\eta_k} \{H(x_k, u_k, \eta_k)\}. \quad (8)$$

The necessary conditions for the extremum of the Hamiltonian function (8) both in the control vector u_k and in the external perturbation vector η_k are these equations

$$H_u(x_k, u^*(x_k), \eta^*(x_k)) = 0; \quad (9)$$

$$H_\eta(x_k, u^*(x_k), \eta^*(x_k)) = 0, \quad (10)$$

which are Hamilton-Jacobi-Isaacs equations. Here H_u and H_η are the partial derivatives of the Hamiltonian function with respect to the control vector u_k and with respect to the external perturbations vector η_k .

Note that these equations (9) – (10) are also necessary conditions for optimizing a dynamic game, in which the first player – the regulator which minimizes the target vector, and the second player – external disturbances which maximizes the same target vector.

The difficulty of obtaining a nonlinear discrete control law is due to the fact that the difference Hamilton-Jacobi-Isaacs equations (9) – (10) is a nonlinear algebraic equation, while the Hamilton-Jacobi-Isaacs equations for a continuous system is a partial differential equation. Therefore, the difference Hamilton-Jacobi-Isaacs equations is not a quadratic equations in the control and perturbation.

In this paper we use an approximate solution of the Hamilton-Jacobi-Isaacs equation (9) – (10) assuming the analytical dependences of the nonlinearities of the original system (1), (2), (5) in the form of the corresponding series [8]. Then the linear approximation of the Hamilton-Jacobi-Isaac equation (9), (10) are the algebraic Riccati equations

$$P = A^T P A + R - \begin{bmatrix} A^T P B & A^T P E \end{bmatrix} \dots \dots \begin{bmatrix} I + B^T P B & B^T P E \\ E^T P A & E^T P E - \gamma^2 I \end{bmatrix}^{-1} \begin{bmatrix} B^T P A \\ E^T P A \end{bmatrix}. \quad (11)$$

Here, the matrices A and B in (11) are the corresponding matrices of the linear system obtained by linearizing the original nonlinear system (1), (2), (5).

Similarly matrices of the observer G_i gain coefficients (3) are found from approximate solutions of the Hamilton-Jacobi-Isaacs equations type (9) – (10).

With this approach the strategy that is best for one of the players is at the same time the worst for the other player. This is the so-called saddle point principle, which corresponds to the condition of equilibrium: the minimum guaranteed loss of the first player is equal to the maximum guaranteed win of the second, so that none of the players is interested in changing the optimal strategy of behavior.

According to the modern concept of guaranteed result, a mathematical model of uncertainty is constructed on the basis of the hypothesis of the «worst» behavior of perturbing factors. The essence of this hypothesis, overcoming the uncertainty in the control problem, consists in interpreting uncontrolled perturbing factors as some hypothetical deterministic perturbation, of which only the ranges of its change are known. This perturbation is introduced into the model of the dynamics of the control object with the assumption of its most unfavorable (extreme) effect on the control process. In other words, it is considered that in the a priori a given range of perturbation change, those values are realized that ensure the lowest quality of the control process.

It should be noted that the perturbation introduced into the study admits a very broad interpretation and does not appear as a physical, but as an abstract mathematical concept, symbolizing the influence of disturbing factors. Thus, not only the «external» perturbations applied to the object from the side of the environment, but also all sorts of «internal» disturbances (for example, noise and measurement errors) can be attributed to it. It is also possible to include here also uncertain factors related to the inaccuracy of the mathematical description of the object: unknown parameters of the object, unaccounted inertial and nonlinear links, errors in linearization and discretization of the object model.

Robust control target vector choice. A synthesized system including a nonlinear plant (1) that is closed by a robust controller (3) – (4) has certain dynamic characteristics that are determined by the control system model of the system (1), the parameters of the measuring devices (2), the target vector (5).

The most important stage in the formalization of the problem of optimal control is the choice of the quality criterion, determined both by the functional purpose of the control object and by the capabilities of the mathematical apparatus used.

The problem of a reasonable choice of the quality criterion, despite its relevance, is still unresolved. The choice of the quality criterion is a very complex, ambiguous and, often, contradictory task. It is known [7] that any asymptotically stable control system even with unsatisfactory quality of transient processes is optimal in the sense of some criterion of this type.

From the engineering point of view, it seems natural to construct optimal criteria that directly take into account the direct indicators of the quality of the management process, such as steady errors, regulation time, overshoot, magnitude of oscillations, etc., which are physically most clear and have clear limits of permissible values, based on a rich experience in the design of systems. However, in methods of designing control systems, indirect quality indicators are more widely used, which, as a rule, are easier to calculate and more convenient in analytical research.

For the correct definition of the target vector (7), we introduce the vector of the unknown parameters $\chi = \{Z_i(x_k, u_k, \eta_k)\}$, the components of which are the required weight matrices of the norm $Z_i(x_k, u_k, \eta_k)$. We introduce the vector target function

$$F(x) = [F_1(x), F_2(x), \dots, F_m(x)]^T \quad (10)$$

in which the components of the vector target function $F_i(x)$ are direct quality indicators that are presented to the system in various modes of its operation such as the time of the first matching, the time of regulation, overshooting, etc. To calculate the vectors objective function (10) and constraints on state variables and control, the initial nonlinear system (1), (2) is modeled by a closed synthesized nonlinear regulator (3), (4) in various modes of operation, with different input signals and for various values of the plant parameters [10, 11]. This multiobjective nonlinear programming problem is solved on the basis of multi-swarm stochastic multi-agent optimization algorithms [12].

Computer simulation results. We present the results of research of dynamic characteristics and sensitivity to the plant parameters change of a nonlinear two-mass electromechanical servo system of lightly armored vehicle weapons [1] with synthesized nonlinear robust regulators. In the existing system, PD regulators are used, which are realized with the aid of a gyroscopic angle sensor and a gyroscopic angular velocity sensor. The introduction of the integral control law leads to the emergence of undamped oscillations in the mode of working out the given angles of the combat module position, due to the presence of dry friction on the shafts of the drive motor and the working member. With the help of robust controllers it was possible to ensure a stable operation of the system taking into account all the essential nonlinearities inherent in the elements of this system when two integrating links are introduced into the control loop.

As an example, Fig. 1 shows the transient processes of state variables: *a*) the combat module angle; *b*) the combat module speed; *c*) the elasticity moment and *d*) motor speed in the guidance mode with a low speed 0.5 grad/s in the synthesized system. As can be seen from Fig. 1, *b* and Fig. 1, *d*, the drive motor and the combat module are moving in a «stick-slip» mode. As can be seen from Fig. 1, *a*, the established error in the processing of the linearly changing driving force of the gun barrel angle of the combat module of a lightly armored machine is practically zero.

Such system with second-order astatism, taking into account all the non-linearities and the moment of inertia of the working element that changes during operation, made it possible to improve the smoothness of the motion of the control object by more than 3.7 times when hovering at low speeds. We note that this indicator largely determines the potential accuracy of the operation of the electromechanical servo system in one of the most important modes of its operation.

The use of synthesized nonlinear robust controllers has also made it possible to reduce the time of transient processes in the regime of working out small angles by more than 5.3 times in comparison with the existing system. Moreover, when the moment of inertia of the working mechanism changes within the given limits, the transient processes change insignificantly and satisfy the technical requirements imposed on the system.

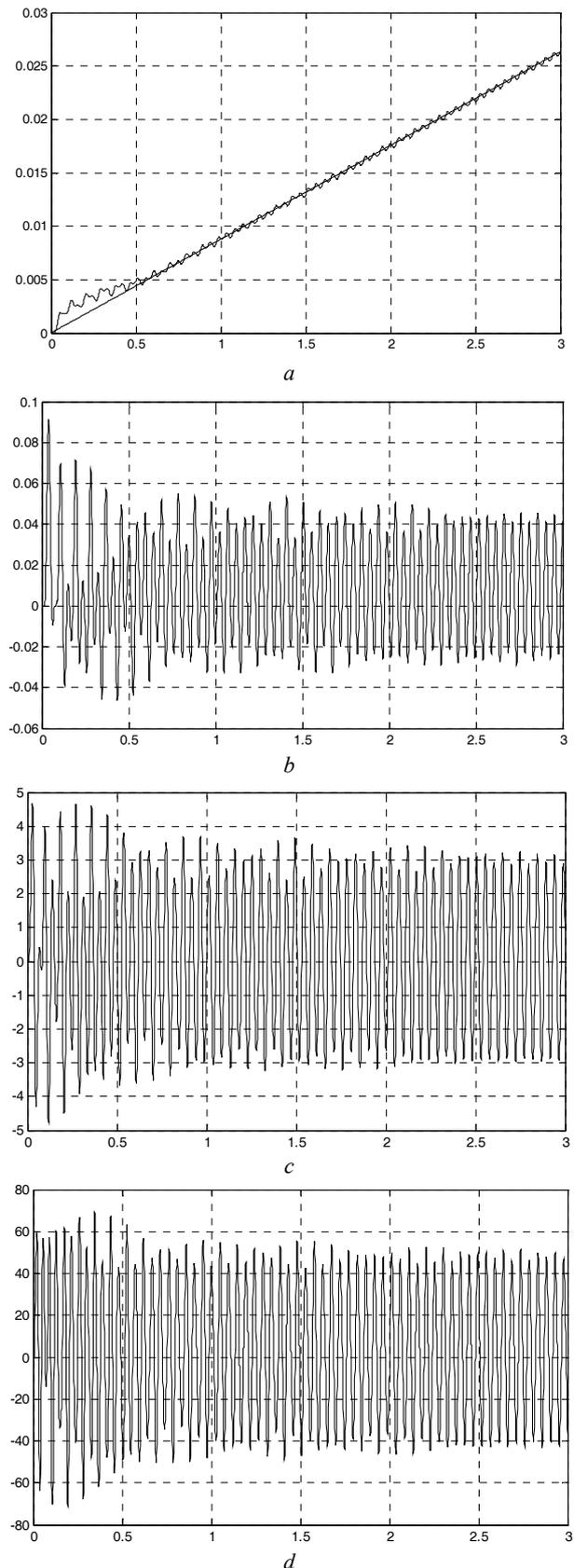


Fig. 1. Transient processes of state variables: *a*) the combat module angle and *b*) combat module speed; *c*) elasticity moment and *d*) the motor rotation speed in the guidance mode at a rate of 0.5 grad/s

The synthesized system also allowed to increase the accuracy of working out harmonic influences of a given

range of frequencies in 2.7 – 3.3 times, which increased the efficiency of the system installed on a mobile base moving along an uneven road at a given speed and given parameters of road irregularities.

Experimental researches results. For carrying out of experimental researches the model of a two-mass electromechanical system is developed. The layout consists of two electric machines, the shafts of which are connected by an elastic element whose parameters are chosen so that the natural frequencies of the mechanical elastic vibrations of the layout coincide with the experimentally obtained oscillations of the real system. Experimental research of model of electromechanical servo system confirmed the correctness of computer simulation results and experimental research.

Conclusions.

1. For the first time the multiobjective synthesis of nonlinear robust regulators for controlling by non-linear multi-mass electromechanical servo systems of lightly armored vehicles weapons with parametric uncertainty based on the choice of the target vector of robust control by solving the corresponding multiobjective nonlinear programming problem. Calculation of the vectors of the objective function and constraints of nonlinear programming problem are algorithmic character and are connected with synthesis of nonlinear robust controllers and modeling of the synthesized system for various operating modes of the system, with different input signals and for different values of the plant parameters is given.

2. Synthesis of nonlinear robust regulators and nonlinear robust observers reduces to solving the system of Hamilton-Jacobi-Isaacs equations.

3. Based on the analysis of the dynamic characteristics of the synthesized servo electromechanical system of lightly armored vehicles weapons have shown that the use of synthesized nonlinear robust controllers has allowed to improve the accuracy parameters and to reduce the sensitivity to plant parameters changes in comparison with the existing system.

4. Further increase of accuracy can be obtained by restoring, with the observer of plant parametric uncertainty vector and of external signal disturbances vector and basis on their design of feed forward control system. In addition, to further improve accuracy, it is expedient to replace the DC drive motor with a high-torque motor and realize a gearless drive with separate stabilization of the aiming and aiming lines.

REFERENCES

1. Bezvesilna O.M., Kvasnikov V.P., Klymenko O.I., Maliarov S.P., Ponomarenko A.I., Sibruk L.V., Tsiрук V.H., Chikovani V.V. *Naukovi, tekhnolohichni, orhanizatsiini ta vprovadzhuvalni osnovy stvorennia novoho pryladovoho kompleksu stabilizatora ozbroiennia lehkyykh bronovanykh mashyn* [Scientific, technological, organizational and implementing bases for the creation of a new instrumentation complex of lightly armored vehicles weapons stabilizer]. Kyiv, 2015. (Ukr).

2. Binroth W., Cornell G.A., Presley R.W. *Closed-loop optimization program for the M60A1 tank gun stabilization system*. Rock Island Arsenal, 1975. 251 p.

3. Aleksandrov E.E., Bogaenko I.N., Kuznetsov B.I. *Parametricheskii sintez sistem stabilizatsii tankovogo vooruzheniia* [Parametric synthesis of tank weapon stabilization systems]. Kyiv, Technika Publ., 1997. 112 p. (Rus).

4. Kuznetsov B.I., Vasilets T.E., Varfolomiyeв O.O. Synthesis of neural network Model Reference Controller for aiming and stabilizing system. *Electrical Engineering & Electromechanics*, 2015, no.5, pp. 47-54. doi: 10.20998/2074-272x.2015.5.06.

5. 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. *Electrical Engineering & Electromechanics*, 2018, no.2, pp. 59-62. doi: 10.20998/2074-272x.2018.2.10.

6. Rozov V.Yu., Tkachenko O.O., Erisov A.V., Grinchenko V.S. Analytical calculation of magnetic field of three-phase cable lines with two-point bonded shields. *Technical Electrodynamics*, 2017, no.2, pp. 13-18 (Rus). doi: 10.15407/teched2017.02.013.

7. William M. McEneaney. *Max-plus methods for nonlinear control and estimation*. Birkhauser Boston, 2006. 256 p. doi: 10.1007/0-8176-4453-9.

8. Wilson J. Rugh. *Nonlinear system theory. The Volterra/Wiener Approach*. The Johns Hopkins University Press, 2002. 330 p.

9. Kuznetsov B.I., Nikitina T.B., Tatarchenko M.O., Khomenko V.V. Multicriterion anisotropic regulators synthesis by multimass electromechanical systems. *Technical electrodynamics*, 2014, no.4, pp. 105-107. (Rus).

10. Ray S., Lowther D.A. Multi-objective optimization applied to the matching of a specified torque-speed curve for an internal permanent magnet motor. *IEEE Transactions on Magnetics*, 2009, vol.45, no.3, pp. 1518-1521. doi: 10.1109/TMAG.2009.2012694.

11. Ren Z., Pham M.-T., Koh C.S. Robust global optimization of electromagnetic devices with uncertain design parameters: comparison of the worst case optimization methods and multiobjective optimization approach using gradient index. *IEEE Transactions on Magnetics*, 2013, vol.49, no.2, pp. 851-859. doi: 10.1109/TMAG.2012.2212713.

12. Shoham Y., Leyton-Brown K. *Multiagent Systems: Algorithmic, Game-Theoretic, and Logical Foundations*. Cambridge University Press, 2009. 504 p.

Received 14.07.2018

B.I. Kuznetsov¹, Doctor of Technical Science, Professor,
T.B. Nikitina², Doctor of Technical Science, Professor,
V.V. Kolomiets², Candidate of Technical Science,
I.V. Bovdui¹, Candidate of Technical Science,
¹ State Institution «Institute of Technical Problems
of Magnetism of the NAS of Ukraine»,
19, Industrialna Str., Kharkiv, 61106, Ukraine,
phone +380 50 5766900,
e-mail: kuznetsov.boris.i@gmail.com

² Kharkov National Automobile and Highway University,
25, Yaroslava Mudroho Str., Kharkov, 61002, Ukraine,
e-mail: tatjana55555@gmail.com

В.А. Яровенко, П.С. Черников, Р.А. Варбанец, Е.И. Зарицкая

ОПТИМАЛЬНОЕ УПРАВЛЕНИЕ ГРЕБНЫМИ ЭЛЕКТРОДВИГАТЕЛЯМИ ЭЛЕКТРОХОДОВ ПРИ РЕВЕРСИРОВАНИИ

Метою роботи є пошук оптимальних законів управління гребними електродвигунами (ГЕД) суден з електрорухом. Критеріями оптимальності обрані показники, що характеризують маневрені властивості електрочодів. Методика. Пропорційний закон управління ГЕД не забезпечує потрібні маневрені властивості електрочодів. Оптимальні закони управління ГЕД, що мають забезпечити найкращі маневрені характеристики електрочодів, можуть бути знайдені при спільному розгляді гребної електроенергетичної установки, гребних гвинтів і корпусу судна. Результати. Запропоновано новий спосіб формування оптимальних законів управління. Виявлено характер цільових функцій і розроблено метод оптимізації. Проведено оптимізаційні розрахунки і знайдені оптимальні закони управління гребними електродвигунами при реверсі електрочодів. Оптимізація проведена за критеріями мінімуму гальмівного шляху і мінімуму витрат енергії. Проілюстровано ефективність використання запропонованих законів управління. Наукова новизна. Метод пошуку оптимальних законів керування побудовано за системним принципом. Це дозволяє знаходити закони управління гребними електродвигунами за кінцевим результатом – за показниками судна. Практична значимість. Запропоновані рекомендації можуть використовуватися як при проектуванні гребних електроенергетичних установок, так і при їх експлуатації. Для конкретного електрочоду, в залежності від показників якості маневрування, може бути обрано (із запропонованих) і закладено в систему керування найкращий закон управління гребними електродвигунами. Бібл. 9, табл. 4, рис. 3.

Ключові слова: управління гребними електродвигунами електрочодів на маневрах, метод оптимізації, оптимальні закони управління.

Целью работы является поиск оптимальных законов управления гребными электродвигателями (ГЭД) судов с электродвижением. Критериями оптимальности выбраны показатели, характеризующие маневренные свойства электрочодов. Методика. Пропорциональный закон управления ГЭД не обеспечивает нужные маневренные свойства электрочодом. Оптимальные законы управления ГЭД, обеспечивающие наилучшие маневренные характеристики электрочодов могут быть найдены при совместном рассмотрении гребной электроэнергетической установки, гребных винтов и корпуса судна. Результаты. Предложен новый способ формирования оптимальных законов управления. Вывявлен характер целевых функций и разработан метод оптимизации. Проведены оптимизационные расчеты и найдены оптимальные законы управления гребными электродвигателями при реверсе электрочодов. Оптимизация проведена по критериям минимума тормозного пути и минимума расхода энергии. Проиллюстрирована эффективность использования предлагаемых законов управления. Научная новизна. Метод поиска оптимальных законов управления построен по системному принципу. Это позволяет находить законы управления гребными электродвигателями по конечному результату – по показателям судна. Практическая значимость. Предложенные рекомендации могут использоваться как при проектировании гребных электроэнергетических установок, так и при их эксплуатации. Для конкретного электрочода, в зависимости от показателей качества маневрирования, может быть выбран (из предложенных) и заложен в систему регулирования наилучший закон управления гребными электродвигателями. Библ. 9, табл. 4, рис. 3.

Ключевые слова: управление гребными электродвигателями электрочодов на маневрах, метод оптимизации, оптимальные законы управления.

Актуальность задачи. Отличительной особенностью судов с электродвижением является то, что маневренные режимы – разгон, торможение, реверс, выход на циркуляцию – являются для них основными эксплуатационными режимами работы. Высокая маневренность электрочодов является одним из основных качеств, обусловивших причину столь высокого интереса к применению современных систем электродвижения на судах и боевых кораблях. Неудивительно при этом, что вопросам надежности и безопасности выполнения маневренных операций уделяется особое внимание.

Результаты сравнительного анализа показывают, что суда с электродвижением обладают существенно лучшими маневренными характеристиками, чем суда с традиционными типами энергетических установок. Важнейшим маневром для электрочодов является реверс гребных электродвигателей. В частности, для большинства судов, обладающих энергетическими установками с непосредственной передачей вращающего момента первичных двигателей на гребные винты, процесс реверсирования носит затяжной характер

и продолжается 1-2 минуты. Продолжительность же реверса гребных электродвигателей (ГЭД) редко превышает 15-20 сек (например, для атомного электрочода «Арктика» время реверса с «полного вперед» на «полный назад», при положении ограничителя мощности на 100 %, составляет около 30 с). Сама процедура реверсирования двигателей внутреннего сгорания несоизмеримо сложнее по сравнению с реверсом ГЭД. Кроме того, не каждый реверс может быть успешным. А именно из-за запоздалого маневрирования, ведущего к дополнительному выбегу судна, происходит до 40 % столкновений судов. Таким образом, даже такое краткое сравнение показывает, что гребные электрические установки (ГЭУ) обеспечивают более высокую надежность и безопасность выполнения маневренных операций.

Одним из перспективных вариантов построения ГЭУ является система электродвижения на базе асинхронных частотно-управляемых гребных электродвигателей. В связи с этим, весьма актуальными являются вопросы совершенствования управления гребными

© В.А. Яровенко, П.С. Черников, Р.А. Варбанец, Е.И. Зарицкая

электродвигателями ГЭУ на маневрах. Причем, необходимость в оценке маневренных свойств электроходов и в поиске наилучших законов управления гребными электродвигателями на маневрах возникает как на начальных стадиях их проектирования, так и в процессе эксплуатации судов.

При поиске наилучших законов управления ГЭД в качестве критериев их оценки следует, в первую очередь, выбирать показатели, оценивающие эффективность работы самого судна, как «старшей» системы. Только так может быть обеспечен системный подход к выбору оптимальных законов управления гребными электродвигателями на маневрах.

Состояние рассматриваемого вопроса. Применительно к гребным электроэнергетическим установкам с частотно-регулируемыми ГЭД традиционно предлагается оптимальный закон управления, заимствованный из теории частотного управления общепромышленными электроприводами ($\gamma/\alpha = \text{const}$). Здесь γ – относительное напряжение $\gamma = U/U_n$, α – относительная частота $\alpha = f/f_n$. Однако, следует помнить, что рекомендуемый пропорциональный оптимальный закон управления получен применительно к «электрическим» показателям качества работы электродвигателей. При системном же подходе эти показатели отходят на второй план. Возникает необходимость в поисках тех законов управления, которые обеспечат наилучшие значения показателей качества маневрирования электрохода, с контролируемыми при этом (с заданными допусками) показателями работы и гребной электрической установки.

В соответствии с поставленной задачей, анализ работы гребных электрических установок на маневрах следует проводить в единстве со всеми составными частями пропульсивного комплекса электрохода, включающего в себя судовую электроэнергетическую установку (первичные двигатели, генераторы электрического тока, преобразователи электроэнергии, гребные электродвигатели), гребные винты, руль и корпус судна. Лишь в такой постановке можно провести обстоятельный анализ маневренных режимов работы, оценить маневренные свойства электрохода и найти оптимальные законы управления ГЭД, обеспечивающие наилучшие маневренные характеристики судна.

В работе [1] предприняты попытки отыскать оптимальные законы управления гребными электродвигателями электроходов при выполнении маневренных операций. Для этого была разработана математическая модель переходных режимов работы гребной электрической установки в составе единого судового пропульсивного комплекса. На основании модели разработаны алгоритмы расчета переходных режимов и предложен метод поиска оптимальных законов управления. Однако:

- при описании процессов, происходящих в тепловых двигателях гребной электроэнергетической установки, был принят ряд допущений, не позволяющих контролировать динамические показатели режимов их работы;
- математическое описание процессов, происходящих в синхронных генераторах, было построено на

основе векторной диаграммы генератора, что также не давало возможности в полной мере оценить их динамику, и приводило к определенным погрешностям при оценке динамических показателей работы ГЭУ;

- предложенный вид законов управления по напряжению, как показывают результаты анализа, не в полной мере удовлетворяет поставленным задачам.

Для поиска законов управления гребными электродвигателями, обеспечивающих с одной стороны – наилучшие значения показателей качества маневрирования, с другой – допустимые динамические нагрузки на гребную электрическую установку и на тепловые двигатели судовой электростанции, необходимо усовершенствовать математическую модель, уточнить вид и процедуру поиска оптимальных законов управления. Основными показателями качества маневрирования предлагается принять (как пример решения подобных задач) минимум тормозного пути судна или минимум затрат энергии (затрат топлива) на выполнение маневра. Выбор показателя определяется поставленными целями и условиями выполнения маневра.

Цель данной статьи – найти оптимальные законы управления гребными электродвигателями, обеспечивающие высокие маневренные свойства электроходов.

Метод решения задачи. В работе [2] предложена уточненная математическая модель переходных режимов гребных электроэнергетических установок электроходов в составе судовых пропульсивных комплексов. В ней:

- в качестве регуляторов скорости вращения тепловых двигателей рассмотрены издромные всережимные регуляторы непрямого действия; в качестве регуляторов напряжения синхронных генераторов рассматриваются комбинированные (по управляющему воздействию и по отклонению регулируемой величины) регуляторы;
- переходные процессы в регуляторах скорости вращения тепловых двигателей описаны с учетом жесткой и гибкой обратных связей, и с учетом работы системы распределения активной мощности (при параллельно работающих генераторных агрегатах);
- переходные процессы в синхронных генераторах представлены уравнениями Парка-Горева;
- в состав комбинированной системы автоматического регулирования напряжения синхронных генераторов включен контур регулирования распределения реактивной мощности (при параллельно работающих генераторных агрегатах).

Для придания общности результатам расчетов модель приведена к относительным единицам. В результате – выявлены критерии динамического подобия (безразмерные параметры) пропульсивных комплексов «тепловые двигатели – гребная электрическая установка – движители – руль – корпус судна». Найдены возможные диапазоны изменения их значений. Именно эти параметры определяют текущие, по ходу выполнения маневра, значения режимных показателей всех составных частей комплекса и напрямую влияют на численные значения показателей качества маневрирования. Для расчета маневренных режимов разработан пакет прикладных программ. Базовой

является программа, позволяющая рассчитывать текущие значения относительных режимных показателей.

Такой подход позволяет придать общность получаемым результатам – электроходы с равными значениями безразмерных параметров будут иметь соответственно одинаковые значения (в относительных единицах) показателей качества маневрирования.

В состав электроэнергетической установки входит несколько силовых контуров (по количеству гребных электродвигателей). Обычно их два – три. Управление каждым контуром (каждым ГЭД) осуществляется независимо от других с поста управления (ПУ), расположенного на мостике. При этом на преобразователь частоты формируются два управляющих сигнала: по относительной частоте α и по относительному напряжению γ .

Предлагается формировать управляющие сигналы по относительной частоте $\alpha = \alpha(T)$ и по относительному напряжению $\gamma = \gamma(\alpha)$ в виде:

$$\alpha = \alpha_{prim} + K_1 (1 - \exp(-K_5 T)); \quad (1)$$

$$\gamma = K_2 \alpha + K_3 \alpha^2 + K_4 \alpha^3 + (1 - K_2 - K_3 - K_4) \alpha^4, \quad (2)$$

где α_{prim} – начальное значение относительной частоты питающего ГЭД напряжения; $T = \frac{v_0 t}{L}$ – безразмерное

время; v_0 – скорость движения судна в установившемся режиме; L – длина судна; t – текущее время; K_1, K_2, K_3, K_4, K_5 – оптимизируемые коэффициенты.

Необходимость в начальной ненулевой α_{prim} становится очевидной из сравнения (рис. 1) реверсивной характеристики гребного винта (кривая 2) с механическими характеристиками асинхронного ГЭД при обратном направлении вращения магнитного поля (кривые 1).

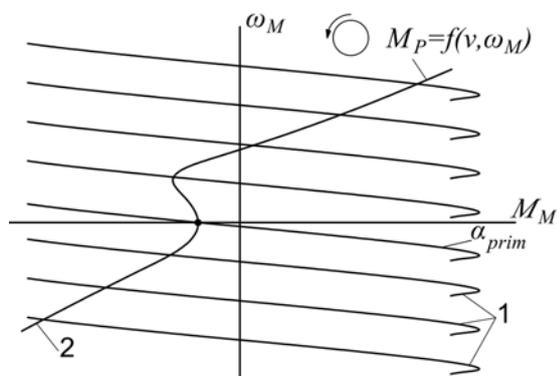


Рис. 1. Реверсивная характеристика гребного винта и механические характеристики ГЭД

Оптимизация законов управления должна осуществляться по темпу изменения относительной частоты (в зависимости от переключения рукоятки ПУ) и по относительному напряжению $\gamma = \gamma(\alpha)$.

В качестве критериев оптимальности выбраны:

- минимум тормозного пути – L_{Tmin} ;
- минимум затрат энергии на выполнение маневра – W_{min} .

Решаемые задачи относятся к области нелинейного программирования и заключаются в отыскании экстремумов целевой функции $f(x)$ при заданных ограничениях $g_j(x)$ в виде неравенств. Иными словами, необходимо минимизировать некоторую целевую функцию

$$f(x), x \in E^n \quad (3)$$

при p линейных ограничениях в виде неравенств

$$g_j(x) \geq 0, j = 1, \dots, p, \quad (4)$$

где E^n – допустимая область n – мерного пространства.

Оптимальным решением будет являться пара x^* и $f(x^*)$, состоящая из оптимальной точки $x^* = [x_1^*, x_2^*, \dots, x_n^*]$ и соответствующего ей значения целевой функции $f(x^*)$.

Объективный выбор оптимального варианта решений требует применения количественного комплексного критерия, учитывающего по каждому варианту судовой электроэнергетической установки совокупность разнородных показателей качества функционирования и соответствующих затрат.

В ходе оптимизационных расчетов могут решаться задачи как однокритериальной, так и многокритериальной оптимизации. В первом случае в качестве целевой функции выступает один из показателей качества. Во втором случае – целевая функция строится как

$$f(x) = \sum m_j f_j(x),$$

где m_j – весовой коэффициент j -го показателя качества.

В соответствии с поставленными в статье целями, в качестве критериев оптимальности приняты или минимум тормозного пути судна – L_{Tmin} , или минимум затрат энергии на выполнение маневра – W_{min} . Все остальные критерии отходят на задний план и учитываются в виде ограничений (4). Таким образом, в данной работе решались задачи однокритериальной оптимизации. Необходимости в оценке весовых коэффициентов нет.

Процедуры поиска оптимальных решений строились исходя из выявленного характера целевых функций. Как показали многочисленные расчеты, они являются многоэкстремальными, с неизвестным количеством точек локальных минимумов. Поэтому в основу алгоритмов поиска оптимальных решений были положены методы глобальной оптимизации.

Известно, что для решения реальных практических оптимизационных задач, существующие классические методы оптимизации [4-6], как правило, не подходят. Нужны специальные методы, учитывающие специфику и характер целевых функций.

Значения $f(x)$ отыскиваются в результате расчетов маневров, описываемых сложной системой алгебраических и дифференциальных уравнений с многочисленными ограничениями в виде неравенств. Ставить задачу поиска первой и, тем более, второй производных целевых функций просто нереально.

Большое количество предварительных расчетов и их анализ показало, что целевые функции имеют вид крутых и вытянутых оврагов. Анализ существующих методов поиска глобальных оптимумов подобных целевых функций, дал основания заложить в основу разработанных алгоритмов глобальной оптимизации известный, хорошо зарекомендовавший себя, метод глобального случайного поиска – случайный мултистарт.

В чистом виде случайный мултистарт неэффективен из-за возможных повторных спусков к точкам локальных минимумов. Потому в алгоритм глобальной оптимизации была заложена комбинация одного

из пассивных методов покрытий – метода случайной сетки – с модифицированным методом туннельного алгоритма [1].

При разработке методов поиска локальных минимумов (внутренних процедур глобальной оптимизации) было опять же учтено, что целевые функции имеют явно выраженный овражный характер. Исходя из этого, алгоритмы поиска локальных минимумов создавались на базе комбинации методов локального спуска и способов овражного поиска. Наиболее эффективными для решения подобных задач оказались методы Пауэлла и Нелдера-Мида [7].

Овражный поиск локального оптимума осуществлялся следующим образом. Организовывались два локальных спуска из близлежащих начальных точек. Из каждой точки осуществлялись поиски промежуточных локальных минимумов $f_1^*(x_1^*)$ и $f_2^*(x_2^*)$. Затем находилось новое направление s_0^* , проведенное из x_1^* в x_2^* (или наоборот, в зависимости от того, который из найденных промежуточных минимумов $f_1^*(x_1^*)$ или $f_2^*(x_2^*)$ больше), и вдоль него отыскивалось минимальное значение функции $f_{opt.loc}(x^*)$, которое и являлось локальным оптимумом.

Для решения задач минимизации используемые методы оптимизации сочетались с методом штрафных функций [8], что позволило свести задачу нелинейного программирования с ограничениями к эквивалентной последовательности задач без ограничений.

Поиск оптимальных законов управления осуществляется следующим образом. Каждый раз, после задания случайной начальной точки, производится расчет исследуемого маневра и находятся соответствующие значения критериев оптимальности (в частности – тормозного пути или затрат энергии на выполнение маневра). Затем, в соответствии с описанной процедурой движения к оптимуму, рассчитываются новые исходные данные (новые значения оптимизируемых параметров), вновь рассчитывается маневр и находятся соответствующие значения критериев оптимальности. Расчет заканчивается по достижению глобального оптимума.

Разработанный математический аппарат позволяет находить оптимальные законы управления гребными электродвигателями на маневрах.

Ниже рассмотрен поиск оптимальных законов управления гребными электродвигателями электроходов при реверсе. Было отмечено, что выбор показателей качества и соответственно вид целевой функции оптимизационного процесса определяется поставленными целями и условиями выполнения маневра. При работе в стесненных условиях реверс (качество реверсирования) напрямую влияет на безопасность выполнения маневренных операций. В этом случае основным критерием оптимальности является минимум тормозного пути электрохода L_{Tmin} . Если маневр осуществляется в «спокойных» условиях, поблизости нет других судов или иных объектов, величина тормозного пути электрохода отходит на второй план. В этом случае, в качестве критерия оптимальности имеет смысл принять минимум затрат энергии на выполнение маневра – W_{min} . И в одном, и в другом случае речь будет идти о задачах однокрите-

риальной оптимизации. Остальные показатели качества маневрирования учитываются в виде ограничений (вместе с уставками систем защит и ограничениями, обеспечивающими нормальное функционирование пропульсивного комплекса). Это в полной мере соответствует принципам системного подхода [3].

У электроходов частотно-управляемый этап реверса гребных электродвигателей начинается с момента времени, когда угловая скорость вращения ГЭД переходит через нулевое значение. Этот этап характеризуется интенсивным торможением электрохода. Следует иметь в виду, что гребные электродвигатели при этом работают в очень тяжелом режиме, испытывая большой момент сопротивления со стороны гребных винтов, существенно увеличивая тем самым нагрузку на все составные части гребной электроэнергетической установки.

Для каждого конкретного электрохода при выполнении маневренных операций оптимальные законы управления будут разными. В то же время, предложенный математический аппарат дает возможность найти оптимальные законы управления для достаточно большого класса судов. Для этого необходимо выявить те безразмерные параметры комплекса, которые наиболее значимо влияют на законы управления, найти диапазоны изменения их значений (охватив при этом как можно больший класс судов) и, проведя необходимые процедуры оптимизации, найти оптимальные законы управления для различных вариантов сочетания этих параметров. Иными словами – найти законы управления для целого класса судов.

Результаты анализа влияния начальных условий выполнения маневра и безразмерных параметров комплекса на критерии L_{Tmin} , и W_{min} , проведенного методами активного планирования экспериментов [9], дают основания рассматривать в качестве значимо влияющих параметров следующие:

- v_{prim} – начальная скорость судна;
- N_X – энерговооруженность электрохода

$$N_X = \frac{L \sum K_{Pj} P_{ej0}}{(m + \lambda_{11}) v_0^2}; \quad (5)$$

- C_{M18} , C_{M20} – безразмерные параметры частотно-управляемого ГЭД

$$C_{M18} = \frac{c_M^2}{r_{2M}^2} \alpha_0^2; \quad (6)$$

$$C_{M20} = \frac{\omega_{M0}}{\omega_{1Mn}}, \quad (7)$$

где P_{ej} и K_{Pj} – полезный упор гребного винта и его доля в суммарном упоре соответственно; m – масса судна; λ_{11} – присоединенные к судну массы воды вдоль его продольной оси; ω_M – угловая скорость вращения ГЭД; ω_{1Mn} – угловая частота вращения магнитного поля статора ГЭД; r'_{2M} – приведенное активное сопротивление ротора ГЭД; $c_M = x_{0M} \tau_M$ – постоянный конструктивный коэффициент частотно-управляемого асинхронного ГЭД.

Результаты работы. Ниже, в табл.1, приведены результаты поисков оптимальных законов управления гребными электродвигателями, обеспечивающих минимальный тормозной путь электрохода – L_{Tmin} .

(Минимальный тормозной путь способствует безопасности выполнения маневренных операций).

Серии оптимизационных расчетов были проведены

для различных сочетаний значений значимых безразмерных параметров. Разные сочетания параметров это, по сути дела, не что иное, как разные электроходы.

Таблица 1

Сочетания значимых параметров и найденные оптимальные решения по критерию L_{Tmin} (при $v_{prim} = 0,3$)

Вариант	Значения значимых параметров			$L_{Tclassic}$ о.е.	Оптимальные решения					L_{Tmin} о.е.	Эффективность %
	N_X	C_{M18}	C_{M20}		уравнения $\alpha = \alpha(T)$		уравнения $\gamma = \gamma(\alpha)$				
					K_1	K_5	K_2	K_3	K_4		
1	0,12	15,7	0,88	0,43	0,57	7,03	0,99	0,26	1,35	0,36	16,3
2	0,165	15,7	0,88	0,403	0,57	7,59	1,17	0,22	1,28	0,33	18,1
3	0,21	15,7	0,88	0,365	0,56	6,75	1,02	0,27	1,32	0,31	15,1
4	0,12	43,9	0,88	0,437	0,57	6,98	1,32	-0,19	1,33	0,35	19,9
5	0,165	43,9	0,88	0,406	-	-	-	-	-	-	-
6	0,21	43,9	0,88	0,369	0,57	6,22	1,34	-0,19	1,3	0,31	16
7	0,12	72	0,88	0,444	0,6	6,89	1,19	0,2	0,89	0,35	21,2
8	0,165	72	0,88	0,412	0,57	7,14	1,35	0,106	1,3	0,33	19,9
9	0,21	72	0,88	0,373	0,6	6,2	1,2	0,2	0,87	0,3	19,6
10	0,12	15,7	0,925	0,403	0,6	6,28	1,2	0,2	0,99	0,32	20,6
11	0,165	15,7	0,925	0,378	0,6	6,12	1,85	0,24	1,33	0,3	20,6
12	0,21	15,7	0,925	0,345	0,6	6,6	1,17	0,26	1,35	0,28	18,8
13	0,12	43,9	0,925	0,407	0,62	6,14	1,2	0,19	0,74	0,32	21,4
14	0,165	43,9	0,925	0,381	0,619	6,56	1,28	0,2	1,38	0,3	21,3
15	0,21	43,9	0,925	0,348	0,61	6,6	1,18	0,22	1,05	0,28	19,5
16	0,12	72	0,925	0,412	0,63	7,54	1,19	0,21	0,95	0,31	24,8
17	0,165	72	0,925	0,385	0,63	6,49	1,2	0,2	0,93	0,3	22,1
18	0,21	72	0,925	0,351	0,63	6,43	1,2	0,2	0,93	0,28	20,2
19	0,12	15,7	0,97	0,38	0,64	6,46	1,19	0,2	0,86	0,28	26,3
20	0,165	15,7	0,97	0,358	0,63	6,48	0,96	0,26	1,33	0,26	27,4
21	0,21	15,7	0,97	0,328	0,639	6,487	0,968	0,263	1,332	0,261	20,4
22	0,12	43,9	0,97	0,382	0,64	6,57	1,18	0,22	1,05	0,28	26,7
23	0,165	43,9	0,97	0,361	0,65	6,47	1,2	0,2	0,86	0,27	25,2
24	0,21	43,9	0,97	0,33	0,65	6,17	1,19	0,2	0,85	0,26	21,2
25	0,12	72	0,97	0,386	0,65	5,82	1,36	0,2	0,76	0,29	24,9
26	0,165	72	0,97	0,364	0,65	5,81	1,36	0,195	0,74	0,28	23,1
27	0,21	72	0,97	0,332	0,656	5,886	1,365	0,192	0,745	0,258	22,3

В табл. 1 приведена небольшая часть (для примера) возможных сочетаний параметров. Варьирование по каждому параметру проводилось на трех (минимальном, среднем и максимальном) уровнях. Для всех сочетаний отыскивались оптимальные законы управления по алгоритму, описанному выше. (Подобные таблицы составлены и для других начальных значений скорости движения судна v_{prim} . Для них также найдены оптимальные решения).

Здесь же, в табл.1, для оценки эффективности проведенных оптимизационных расчетов, приведены значения критерия L_{Tmin} , полученные при управлении ГЭД по традиционно рекомендуемому для гребных электроприводов «классическому» закону $\gamma / \alpha = const$. Это – графа $L_{Tclassic}$. Сравнение полученных результатов (см. последнюю графу табл.1) наглядно демонстрирует эффективность использования рассчитанных законов оптимального управления.

Результаты оптимизации удобно представить в графическом виде. В качестве примера, на рис.2

приведены зависимости $\alpha = \alpha(T)$, $\gamma = \gamma(T)$ и $\gamma = \gamma(\alpha)$ для первых трех вариантов сочетания параметров (для трех электроходов). Анализ результатов расчетов показывает, что переход к оптимальному (по L_{Tmin}) управлению гребными электродвигателями позволяет существенно сократить тормозной путь электрохода. В зависимости от конкретного судна (от конкретных сочетаний параметров комплекса) это сокращение находится в диапазоне от 15 % до 27 %.

Полученные результаты (в аналитическом виде – коэффициенты оптимальных законов управления $\alpha = \alpha(T)$ и $\gamma = \gamma(\alpha)$ в табл. 1 и в графической интерпретации – рис. 2) позволяют для любого электрохода рассматриваемого класса назначить законы управления ГЭД, обеспечивающие выполнение маневра «реверс» с минимальным тормозным путем. Если безразмерные параметры электрохода отличаются от приведенных в таблицах, можно воспользоваться любым методом интерполяции.

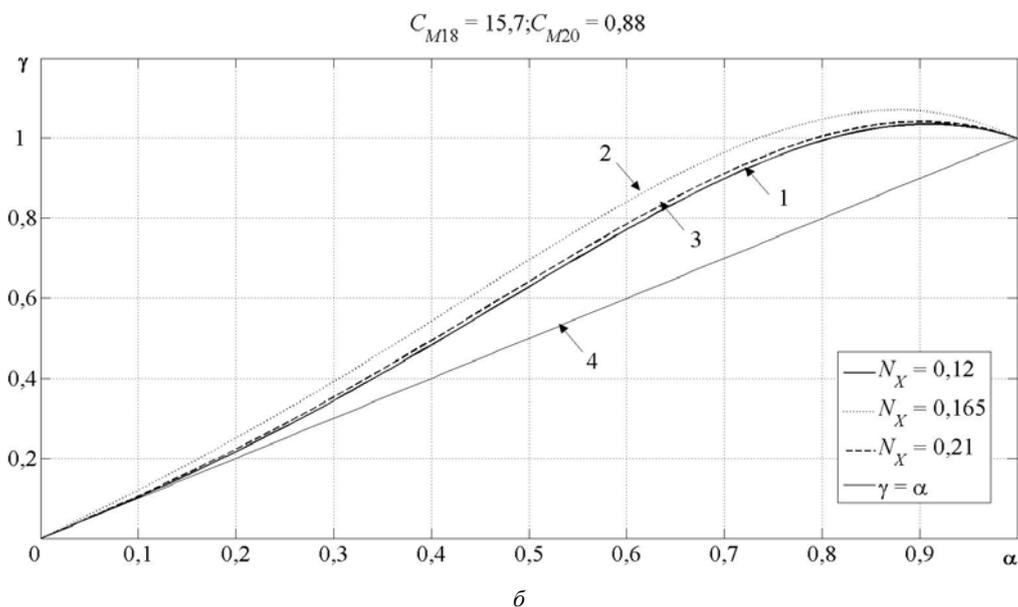
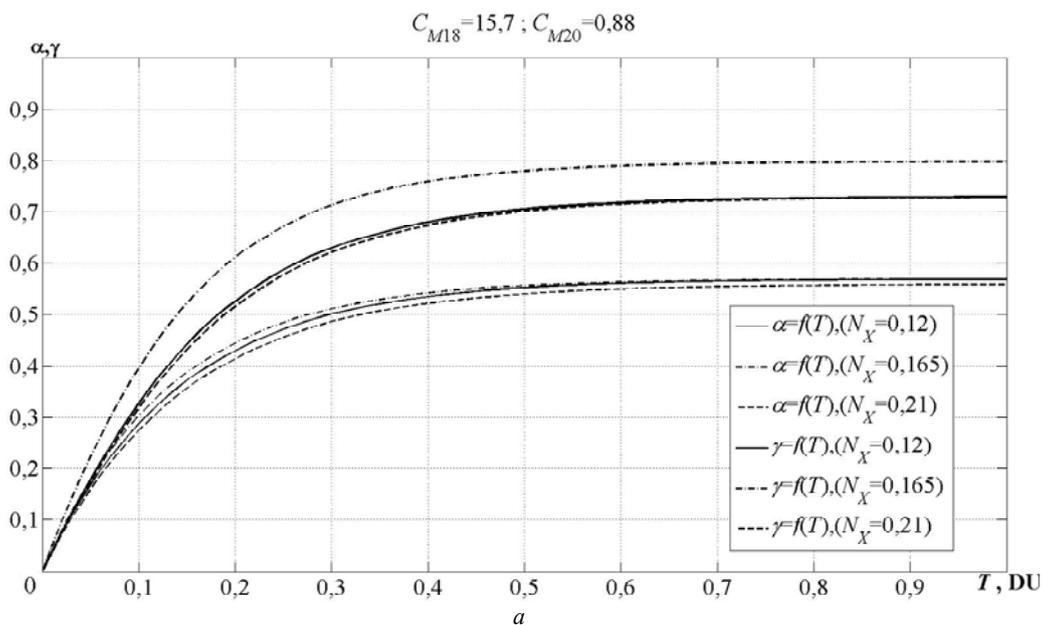


Рис. 2. Оптимальные законы управления по критерию L_{Tmin} ($v_{prim} = 0,3$)
 $a - \alpha, \gamma = f(T)$, $b - \gamma = f(\alpha)$

Если маневрирование осуществляется в нестесненной акватории, при отсутствии поблизости других судов, в качестве критерия оптимальности имеет смысл принять минимум затрат энергии на выполнение маневра – W_{min} . Вероятнее всего, законы управления при этом будут иными. Мы попытались их отыскать.

В соответствии с проведенными исследованиями, результаты которых приведены в [9], значимо влияющими параметрами и по этому критерию оптимальности (с уровнем вклада – не менее 10 %) являются v_{prim} , N_x , C_{M18} , C_{M20} . Часть вариантов сочетаний этих параметров и найденные оптимальные решения (и значения $W_{classic}$, полученные при классическом $\gamma / \alpha = const$ законе управления – для оценки эффективности оптимизации) приведены в табл. 2.

Эти законы управления также могут быть графически проиллюстрированы аналогично тому, как это было выполнено применительно к оптимальному

управлению по критерию минимума тормозного пути. Эффективность (по затратам энергии) предлагаемого управления находится в диапазоне 14 – 34 %.

Полученные результаты могут быть полезными на самых начальных стадиях проектирования гребных электроэнергетических установок. Появляется возможность уже на этих этапах оценивать маневренные характеристики будущих электроходов. Полезными они могут быть и для судов находящихся в эксплуатации. Для конкретного электрохода, в соответствии с поставленными целями может быть выбран и заложен в систему регулирования наилучший закон управления гребными электродвигателями.

В качестве примера рассмотрим проект конкретного электрохода. Основные его характеристики, необходимые для расчета значимо влияющих безразмерных параметров N_x , C_{M18} , C_{M20} , приведены в табл. 3.

Таблица 2

Сочетания значимых параметров и найденные оптимальные решения по критерию W_{\min} ($v_{prim} = 0,3$)

Вариант	Значения значимых параметров, о.е.			$W_{classics}$ о.е.	Оптимальные решения					W_{\min} , о.е.	Эффект, %
	N_X	C_{M18}	C_{M20}		уравнения $\alpha = \alpha(T)$		уравнения $\gamma = \gamma(\alpha)$				
					K_1	K_5	K_2	K_3	K_4		
1	0,12	15,7	0,88	4,235	0,601	4,745	1,245	-0,075	0,092	3,583	15,4
2	0,165	15,7	0,88	3,527	0,590	1,052	1,117	0,092	0,721	2,993	15,1
3	0,21	15,7	0,88	2,92	0,576	6,149	1,231	0,014	1,351	2,522	13,6
4	0,12	43,9	0,88	4,41	0,591	1,432	1,363	0,147	1,451	3,549	19,5
5	0,165	43,9	0,88	3,573	0,526	4	1,31	0,378	2,07	2,774	22,4
6	0,21	43,9	0,88	3,063	0,526	4,33	1,31	0,378	2,07	2,36	23
7	0,12	72	0,88	4,59	0,569	4,5	1,397	0,199	1,106	3,492	23,9
8	0,165	72	0,88	3,74	0,575	4,507	1,367	0,193	1,092	2,937	21,5
9	0,21	72	0,88	3,1	0,53	5,1	1,31	0,38	2,07	2,36	23,9
10	0,12	15,7	0,925	4,083	0,615	5,97	1,239	-0,0007	0,738	3,372	17,4
11	0,165	15,7	0,925	3,416	0,662	1,421	1,304	0,154	1,468	2,824	17,3
12	0,21	15,7	0,925	2,836	0,5	5,31	1,216	0,4	2,9	2,29	19,3
13	0,12	43,9	0,925	4,247	0,631	1,433	1,375	0,159	1,448	3,335	21,5
14	0,165	43,9	0,925	3,458	0,53	3,98	1,31	0,328	2,17	2,3	33,5
15	0,21	43,9	0,925	2,97	0,53	4,43	1,31	0,38	2,07	2,3	22,6
16	0,12	72	0,925	4,417	0,635	6,181	1,334	0,131	1,251	3,273	25,9
17	0,165	72	0,925	3,62	0,633	6,74	1,249	0,005	1,323	2,764	23,6
18	0,21	72	0,925	3,00	0,636	6,669	1,36	0,131	1,161	2,354	21,5
19	0,12	15,7	0,97	3,93	0,633	3,976	1,276	0,058	1,529	3,199	18,6
20	0,165	15,7	0,97	3,31	0,642	2,696	1,224	0,011	1,251	2,696	18,5
21	0,21	15,7	0,97	2,843	0,62	4,87	1,22	0,28	1,56	2,27	20,2
22	0,12	43,9	0,97	4,08	0,658	8,523	1,053	-0,006	1,48	3,189	21,8
23	0,165	43,9	0,97	3,35	0,666	5,426	1,285	0,036	0,56	2,677	20,1
24	0,21	43,9	0,97	2,873	0,57	4,45	1,3	0,586	1,03	2,24	22
25	0,12	72	0,97	4,235	0,666	4,546	1,417	-0,028	0,775	3,16	25,4
26	0,165	72	0,97	3,492	0,56	4	1,31	0,33	2,17	2,61	25,3
27	0,21	72	0,97	2,91	0,47	3,16	1,38	0,46	2,48	2,16	25,8

Таблица 3

Основные характеристики электрохода

Длина судна по ватерлинии, L	160 м
Скорость судна в установившемся режиме, v_0	22 узла
Масса судна, m	33540 т
Суммарный упор винтов, $\sum K_{pj} P_{ej0}$	6250 т·м/с ²
Присоединенные к судну массы воды вдоль его продольной оси, λ_{11}	0,11 т
Угловая скорость вращения ГЭД, ω_M	120 об/мин
Угловая частота вращения магнитного поля статора ГЭД, ω_{1Mn}	124 об/мин
Постоянный конструктивный коэффициент, c_M	0,423 Ом
Приведенное активное сопротивление ротора ГЭД, r'_{2M}	0,0639 Ом

Численные значения значимых параметров, рассчитанные по приведенным выше соотношениям, приведены в табл. 4.

Таблица 4

Значения безразмерных параметров электрохода

Параметр	Численные значения параметров
N_X	0,21
C_{M18}	43,9
C_{M20}	0,97

Для этого сочетания параметров – для этого электрохода – оптимальным законом управления гребными электродвигателями, обеспечивающим минимальный тормозной путь $L_{T\min}$, будет вариант 24 из табл. 1. А именно:

$$\alpha = 0,1 + 0,65 (1 - \exp(-6,17 T));$$

$$\gamma = 1,19 \alpha + 0,2 \alpha^2 + 0,85 \alpha^3 - 1,24 \alpha^4.$$

Именно эти законы управления относительной частотой α и относительным напряжением γ рекомендуется закладывать в систему управления гребными электродвигателями, если необходимо обеспечить минимальный тормозной путь электрохода при реверсе. При этом он составит 0,26 длин судна, или в абсолютных единицах – 41,6 м.

Если же применять традиционный пропорциональный закон управления, то тормозной путь соста-

вит 0,33 длин судна, или в абсолютных единицах – 52,8 м. Таким образом, эффективность применения рекомендуемого оптимального закона управления составляет 21,2 %.

Полученные результаты могут быть проиллюстрированы графически. На рис. 3 приведены кривые изменения во времени относительной частоты $\alpha = f(T)$,

и относительного напряжения $\gamma = f(T)$ (рис. 3,а), а также зависимости (рис. 3,б) оптимального закона управления $\gamma = f(\alpha)$ при реверсировании ГЭД электрохода, движущегося на малом ходу (при начальной скорости $v_{prim} = 0,3$) и пропорциональный (для сравнения с оптимальным) закон управления $\gamma_0 = f(\alpha)$.

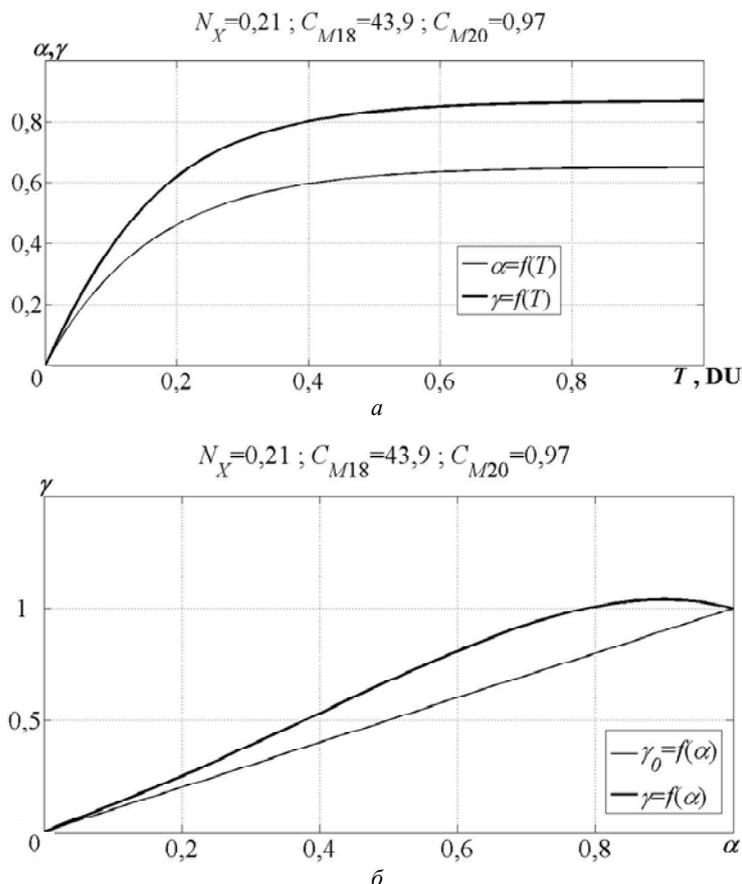


Рис. 3. Оптимальные законы управления (для проекта электрохода) по критерию L_{Tmin} (при $v_{prim} = 0,3$):
а – $\alpha, \gamma = f(T)$, б – $\gamma = f(\alpha)$

Если реверсирование осуществляется в нестандартных условиях и целесообразно обеспечить минимум расхода энергии, то оптимальным законом управления данного электрохода будет тот же вариант 24, но уже из табл. 2. Законы управления в этом случае:

$$\alpha = 0,1 + 0,57 (1 - \exp(-4,45 T));$$

$$\gamma = 1,3 \alpha + 0,586 \alpha^2 + 1,03 \alpha^3 - 1,916 \alpha^4.$$

При управлении по этим законам расход энергии сокращается по сравнению классическим вариантом с 2,873 до 2,24 относительных единиц.

При необходимости законы могут быть уточнены. Для этого необходимо подставить в математическую модель численные значения безразмерных параметров комплекса и рассчитать с помощью разработанного метода оптимальный закон управления (теперь уже уточненный) при соответствующем критерии оптимальности. Однако, это целесообразно делать уже на более поздних этапах проектирования, при наличии более полной информации о проектируемом судне.

Выводы.

1. Установлено, что традиционные принципы построения оптимальных законов управления частотно-

управляемыми асинхронными электродвигателями электроходов не позволяют получить максимальной отдачи от гребной электроэнергетической установки. Предложен новый способ формирования оптимальных законов, в основе которого заложен системный принцип.

2. Выявлен характер целевых функций, разработан метод оптимизации. Предложена процедура оптимизационных расчетов.

3. Проведены оптимизационные расчеты и найдены оптимальные законы управления гребными электродвигателями при реверсе электроходов. Оптимизация проведена по критериям минимума тормозного пути и минимума расхода энергии.

4. Проиллюстрирована эффективность использования предлагаемых законов управления.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Яровенко В.А. Расчет и оптимизация переходных режимов пропульсивных комплексов электроходов. – Одесса: «Маяк», 1999. – 188 с.
2. Яровенко В.А., Черников П.С. Метод расчета переходных режимов гребных электроэнергетических установок

- электроходов // Электротехника і електромеханіка. – 2017. – №6. – С. 32-41. doi: 10.20998/2074-272X.2017.6.05.
3. Сухарев А.Г., Тимохов А.В., Федоров В.В. Курс методов оптимизации: Учеб. пособие. – 2-е изд. – М.: Физматлит, 2005. – 368 с.
4. Bonnans J.-F., Gilbert J.C., Lemarechal C., Sagastizábal C.A. Numerical optimization: theoretical and practical aspects. – 2nd Edition. – Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag, 2006. – 494 p. doi: 10.1007/978-3-662-05078-1.
5. Fletcher R. Practical Methods of Optimization. – Wiley, 2000. – 450 p. doi: 10.1002/9781118723203.
6. Antoniou A., Lu W.-S. Practical optimization. Algorithms and engineering applications. – Springer, 2007. – 675 p.
7. Floudas C.A., Pardalos P.M. Encyclopedia of optimization. – 2nd Edition. – Springer, 2009. – 4646 p. doi: 10.1007/978-0-387-74759-0.
8. Пантелеев А.В., Легова Т.А. Методы оптимизации в примерах и задачах: Учеб. пособие. – 3-е изд., стереотипное. – М.: Высшая школа, 2008. – 544 с.
9. Черников П.С., Яровенко В.А., Зарицкая Е.И. Влияние параметров электроходов на показатели качества работы электроэнергетических установок при маневрировании // Вісник НТУ «ХП». Серія «Електричні машини та електромеханічне перетворювання енергії». – 2018. – №5(1281). С. 46-54.

REFERENCES

1. Yarovenko V.A. *Raschet i optimizatsiia perekhodnykh rezhimov propul'sivnykh kompleksov elektrokhodov* [Calculation and optimization of transient regimes of propulsion complexes of electric vessels]. Odessa, Mayak Publ., 1999. 188 p. (Rus).
2. Yarovenko V.A., Chernikov P.S. A calculation method of transient modes of electric ships' propelling electric plants. *Electrical engineering & electromechanics*, 2017, no.6, pp. 32-41. doi: 10.20998/2074-272X.2017.6.05. (Rus).
3. Sukharev A.G., Timokhov A.V., Fedorov V.V. *Kurs metodov optimizatsii* [Course of optimization methods]. Moscow, Fizmatlit Publ., 2005. 368 p. (Rus).
4. Bonnans J.-F., Gilbert J.C., Lemarechal C., Sagastizábal C.A. *Numerical optimization: theoretical and practical aspects*. Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag, 2006. 494 p. doi: 10.1007/978-3-662-05078-1.
5. Fletcher R. *Practical Methods of Optimization*. Wiley, 2000. 450 p. doi: 10.1002/9781118723203.
6. Antoniou A., Lu W.-S. *Practical optimization. Algorithms and engineering applications*. Springer, 2007. 675 p.
7. Floudas C.A., Pardalos P.M. *Encyclopedia of optimization*. Springer, 2009. 4646 p. doi: 10.1007/978-0-387-74759-0.
8. Panteleev A.V., Letova T.A. *Metody optimizatsii v primerakh i zadachakh* [Optimization methods in examples and problems]. Moscow, High school Publ., 2008. 544 p. (Rus).
9. Chernikov P.S., Yarovenko V.A., Zaritskaya E.I. Influence of electric ships' parameters on quality indices of electric power plants' performance at maneuvers. *Bulletin of the National Technical University «KhPI» Series: «Electric machines and electromechanical energy conversion»*, 2018, no.5(1281), pp. 46-54. (Rus).

Поступила (received) 31.07.2018

Яровенко Владимир Алексеевич¹, д.т.н., проф.,
Черников Павел Сергеевич¹, ст. преподаватель,
Варбанец Роман Анатольевич¹, д.т.н., проф.,
Зарицкая Елена Игоревна¹, к.т.н., доц.,
¹ Одесский национальный морской университет,
65007, Одесса, ул. Мечникова, 34,
тел/phone +380 50 5980683,
e-mail: yarovenko@3g.ua, chernikov@onmu.odessa.ua,
roman.varbanets@gmail.com, zarickayalena@ukr.net

V.A. Yarovenko¹, P.S. Chernikov¹, R.A. Varbanets¹,
E.I. Zaritskaya¹

¹ Odessa National Maritime University,
34, Mechnikova Str., Odessa, 65007, Ukraine.

Optimal control of the electric ships' propulsion motors during reversal.

Introduction. Reliability and safety of electric ships' maneuverability depends on the maneuvering characteristics of their propulsion motors (PM). Therefore, the issues of improving the process of controlling propulsion motors at maneuvers are topical. The aim of this paper is to find the optimal laws of control. The indicators estimating electric ships' maneuvering properties are chosen as criteria of optimality. **Methodology.** A proportional control law is traditionally used in electrical propelling plants with frequency-controlled PM. However, it does not provide the necessary maneuvering characteristics to the electric ships, since it does not take into account the process of the vessel's movement. To search for the optimal control laws of propulsion motors at maneuvers, the electrical propulsion plant is considered in unity with all the components of the ship's propulsion complex. The dimensionless parameters of the complex are revealed from the mathematical model of the transient modes of its operation. They determine the numerical values of the optimality criteria. Control signals are formed by frequency and voltage. A method for the formation of optimal control laws is proposed. The nature of the target functions is revealed and a special optimization method is developed. A minimum of the braking distance and a minimum of energy spent on maneuvering are taken as criteria of optimality. **Results.** The parameters of the complexes that significantly affect the optimality criteria are revealed. For various combinations of the values of these parameters, optimization calculations have been carried out and the optimal control laws of the propulsion motors during electric ships' reversal have been found. Optimization is carried out by the criterion of the minimum of the braking distance and by the criterion of minimum energy consumption. The results are presented in an analytical form and in a graphical form. The effectiveness of the proposed control laws is illustrated. **Scientific novelty.** The method of searching for the optimal control laws of the propulsion motors is constructed according to the system principle. This allows us to find the control laws of the propulsion motors on the final result – on the indicators of electric ships' maneuverability. The proposed recommendations cover a wide class of vessels with electric motion. **Practical value.** The proposed optimal control laws for propulsion motors can be used both in the design of propulsion power plants and in their operation. The best control law can be selected and incorporated into the control system for any particular electric ship of the considered class, depending on the quality of maneuvering. In particular, the optimal control law for propulsion motors during reversal providing electric ship's minimum braking distance or minimum energy consumption for maneuvering can be chosen. References 9, tables 4, figures 3.

Key words: control of propulsion motors during electric ships' maneuvers, optimization method, optimal control laws.

N.I. Suprunovska, M.A. Shcherba

APPLICATION OF VYSHNEGRADSKY'S DIAGRAMS FOR TRANSIENT ANALYSIS IN ELECTRIC DISCHARGE INSTALLATIONS WITH STOCHASTIC LOAD

Purpose. To analyze the transient processes in the discharge circuit of reservoir capacitor of electric discharge installations at a change in the circuit configuration during the discharge as well as to determine the appropriate circuit parameters for which the discharge process described by the third-order differential equation remains a damped oscillatory process. *Methodology.* We have applied the concepts of theoretical electrical engineering, the principles of theory of electrical circuits, theory of automatic control systems and mathematical simulation in the software package MathCAD 12. *Results.* We have obtained the analytical expressions and graphical dependencies that allow us to determine a relationship between the value of the element parameters of the discharge circuit of installations with an additional active-inductive chain and the character of the transient discharge process without solving a third-order differential equation. *Originality.* Using Vyshnegradsky's criteria and their graphical representations in the form of diagrams, we have proposed the procedure for determining the inductance value in additional chain shunting the capacitor of electric discharge installation in order to avoid the undesirable aperiodic discharge transient process in the stochastic load. *Practical value.* The use of this approach makes it possible to determine the ranges of the expedient change in the additional inductance at different load resistances for the realization of transient process required by the technology – the oscillatory discharge of the reservoir capacitor through the load. References 10, tables 1, figures 3.

Key words: electric discharge installation, capacitor discharge, transients, Vyshnegradsky's diagram, stochastic load.

Цель. Целью статьи является анализ переходных процессов в разрядной цепи накопительного конденсатора электроразрядных установок при изменении ее конфигурации во время разряда и определение целесообразных параметров цепи, при которых процесс разряда, описываемый дифференциальным уравнением третьего порядка, остается затухающим колебательным процессом. *Методика.* Для проведения исследований использовались научные положения теоретической электротехники, теория электрических цепей, теория систем автоматического регулирования и математическое моделирование в программном пакете MathCAD 12. *Результаты.* Получены аналитические выражения и графические зависимости, устанавливающие связь между значениями параметров элементов разрядной цепи установок с дополнительной активно-индуктивной цепочкой и характером переходного процесса разряда конденсатора без решения дифференциального уравнения третьего порядка. *Научная новизна.* Используя критерии Вышнеградского и их графические изображения в виде диаграмм, предложена методика определения значения индуктивности дополнительной цепочки, шунтирующей конденсатор электроразрядной установки, для исключения его нежелательного аperiodического разряда на стохастическую нагрузку. *Практическое значение.* Использование данного подхода позволяет определить диапазоны целесообразного изменения дополнительной индуктивности при различных сопротивлениях нагрузки для реализации необходимого для технологии переходного процесса – колебательного разряда накопительного конденсатора на нагрузку. Библи. 10, табл. 1, рис. 3.

Ключевые слова: электроразрядная установка, разряд конденсатора, переходные процессы, диаграмма Вышнеградского, стохастическая нагрузка.

Introduction. In the electric discharge installations (EDI) with reservoir capacitors, in particular in the semiconductor (thyristor) installations for volumetric electro-spark dispersion (VESD) of the metals, the oscillatory discharge of capacitor with a small reverse recharge (less than 30 % in voltage) is the most efficient technologically and energetically mode of discharge through electric spark load [1-6]. In this case, there is a fast natural locking of the discharge semiconductor switch, which makes it possible to quickly carry out the subsequent charge of the capacitor and further its discharge through the load [1, 4-6]. Thus, we can realize a high frequency of charge-discharge cycles and stability of the duration of discharge currents in the EDI load.

At the same time the resistance of such load as a metal granular layer can stochastically increase several times during discharge. As a result, a so-called idle discharge through the load, i.e., a long-term discharge with a low current without sparking can occur [1, 4, 6-8]. Since the increase in active resistance of load decreases the Q -factor of the discharge circuit, then the oscillatory capacitor discharge transient can become aperiodic one, and discharge duration can increase many times. Because of such long capacitor discharges, we can not to realize

high frequency and stability of charge-discharge cycles, and thus the yield of spark-eroded powders.

To reduce the discharge pulse duration in such EDI, we have proposed to connect an additional shunt chain $VT_2-L_2-R_2$ in parallel to the capacitor at a certain time t_1 as shown in Fig. 1. The parameters of the additional chain must be chosen from the condition for avoiding of aperiodic capacitor discharge.

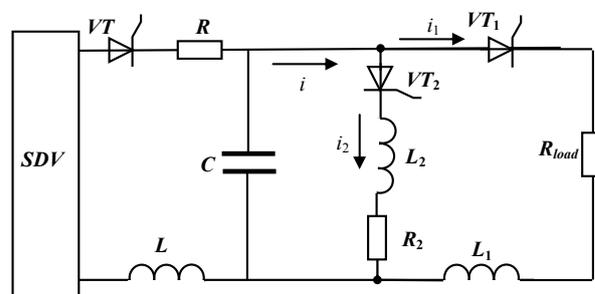


Fig. 1. Electric schematic diagram of EDI with additional RL -chain shunting the capacitor

The **purpose** of this paper is to analyze the transient processes in the discharge circuit of reservoir capacitor of

electric discharge installations at a change in the circuit configuration during the discharge as well as to determine the appropriate circuit parameters for which the discharge process described by third-order differential equation remains a damped oscillatory process.

Transient analysis of capacitor discharge through the load when the capacitor is shunted by the RL-chain. As an example, we have performed the transient analysis of the capacitor discharge through the load in the thyristor installation for VESD with an additional parallel active-inductive chain. In the installation for VESD, whose electrical circuit is shown in Fig. 1, the capacitor C is charged to a voltage U_0 from a shaper of direct voltage (SDV). Then, after switching on the discharge thyristor VT_1 , the capacitor C is discharged through the load with the resistance R_{load} and discharge circuit inductance L_1 , which is usually 1–5 μ H.

We have assumed that the resistance R_{load} (that take into account not only the resistance of the electric spark load, but the active resistance of the circuit wires) remains unchanged during the discharge, but could change discontinuously between the discharges. It has been also assumed that the thyristor VT_2 was locked until the time t_1 , and the discharge process was aperiodic, that is, the Q -factor of the C - VT_1 - R_{load} - L_1 - C discharge circuit $Q_1 < 0.5$.

During the discharge transient analysis, we have believed that the thyristors VT_1 and VT_2 were ideal switches, that is, the commutation occurred instantaneously and without power loss.

Expressions for the voltage of the capacitor $u_C(t)$ and the current $i(t)$ in the discharge circuit are [10]:

$$u_C(t) = U_0 \left(p_1 e^{p_1 t} - p_2 e^{p_2 t} \right) / (p_1 - p_2), \quad (1)$$

$$i(t) = U_0 \left(e^{p_1 t} - e^{p_2 t} \right) / L_1 (p_1 - p_2), \quad (2)$$

where U_0 is the initial capacitor voltage; p_1 and p_2 are the roots of the characteristic equation of this circuit:

$$p_1 = -R_{load} / 2L_1 + \sqrt{R_{load}^2 / 4L_1^2 - 1/L_1 C},$$

$$p_2 = -R_{load} / 2L_1 - \sqrt{R_{load}^2 / 4L_1^2 - 1/L_1 C}.$$

At point in time $t = t_1$, when the current in the circuit is equal to a certain value $i(t_1) = I_1$, and the capacitor voltage has a certain value $u_C(t_1) = U_1$, the thyristor VT_2 unlocks and an additional $L_2 R_2$ -chain is connected to the circuit, that is, the circuit changes its configuration.

In new transient process, which started at $t \geq t_1$ in the circuit with the changed configuration, the following system of equations is valid according to the second Kirchhoff's law:

$$\begin{cases} u_C + u_{L_2} + u_{R_2} = 0; \\ u_C + u_{L_1} + u_{R_{load}} = 0. \end{cases} \quad (3)$$

As $u_{L_1} = L_1 di_1/dt$, $u_{L_2} = L_2 di_2/dt$, $u_{R_{load}} = R_{load} i_1$, $u_{R_2} = R_2 i_2$, then system (3) can be written as:

$$\begin{cases} u_C + L_2 di_2/dt + R_2 i_2 = 0; \\ u_C + L_1 di_1/dt + R_{load} i_1 = 0. \end{cases} \quad (4)$$

Since according to first Kirchhoff's law $i = i_1 + i_2$, and the current i flowing through the capacitor is

$i = C du_C/dt$, we can write the following expression:

$$du_C/dt = i_1/C + i_2/C. \quad (5)$$

Let us perform the differentiation of the system (4):

$$\begin{cases} du_C/dt + L_2 d^2 i_2/dt^2 + R_2 di_2/dt = 0; \\ du_C/dt + L_1 d^2 i_1/dt^2 + R_{load} di_1/dt = 0. \end{cases} \quad (6)$$

After substituting (5) in (6) and performing the transformations, we obtain the system:

$$\begin{cases} i_1 = -CL_2 d^2 i_2/dt^2 - CR_2 di_2/dt - i_2; \\ i_2 = -CL_1 d^2 i_1/dt^2 - CR_{load} di_1/dt - i_1. \end{cases} \quad (7)$$

Let us perform the differentiation of second equation of system (7) once, and then twice:

$$di_2/dt = -CL_1 d^3 i_1/dt^3 - CR_{load} d^2 i_1/dt^2 - di_1/dt, \quad (8)$$

$$d^2 i_2/dt^2 = -CL_1 d^4 i_1/dt^4 - CR_{load} d^3 i_1/dt^3 - d^2 i_1/dt^2. \quad (9)$$

Substituting (8), (9) and the second equation of system (7) into the first equation of this system and performing the transformations, we get

$$CL_1 L_2 d^4 i_1/dt^4 + C(L_1 R_2 + L_2 R_{load}) d^3 i_1/dt^3 + (L_1 + L_2 + CR_{load} R_2) d^2 i_1/dt^2 + (R_{load} + R_2) di_1/dt = 0.$$

After integrating this expression, we have

$$CL_1 L_2 d^3 i_1/dt^3 + C(L_1 R_2 + L_2 R_{load}) d^2 i_1/dt^2 + (L_1 + L_2 + CR_{load} R_2) di_1/dt + (R_{load} + R_2) i_1 + A_i = 0, \quad (10)$$

where A_i is a constant of integration, which we define from the final conditions.

Since at $t = \infty$ the capacitor is discharged to zero and all currents in the circuit (as well as their derivatives) are 0, then $A_i = 0$, and equation (10) takes the form

$$CL_1 L_2 d^3 i_1/dt^3 + C(L_1 R_2 + L_2 R_{load}) d^2 i_1/dt^2 + (L_1 + L_2 + CR_{load} R_2) di_1/dt + (R_{load} + R_2) i_1 = 0. \quad (11)$$

Thus, we have obtained a third-order differential equation whose characteristic equation can be written as

$$a_0 p^3 + a_1 p^2 + a_2 p + a_3 = 0, \quad (12)$$

where $a_0 = CL_1 L_2$, $a_1 = C(L_1 R_2 + L_2 R_{load})$,

$$a_2 = L_1 + L_2 + CR_{load} R_2, \quad a_3 = R_{load} + R_2.$$

For delimitation of areas with different types of transients, which are described by the third-order differential equations, in many cases it is expedient to use Vyshnegradsky's diagrams [10]. Vyshnegradsky's criterion and its graphic representation in the form of diagrams allow us to judge the influence of parameters of third-order system on its stability without solving the differential equation.

Bringing the equation (12) to a normalized form and introducing a new variable

$$q = p \cdot \sqrt[3]{a_0/a_3}, \quad (13)$$

we obtain, as a result, the normalized equation

$$q^3 + Aq^2 + Bq + 1 = 0, \quad (14)$$

where $A = a_1/\sqrt[3]{a_3 a_0^2}$ and $B = a_2/\sqrt[3]{a_0 a_3^2}$ coefficients are called the Vyshnegradsky's parameters.

On the plane of A and B parameters we can plot a Vyshnegradsky's diagram that display the regions of stable and unstable operation of the system described by a third-order differential equation whose characteristic equation has the form (12).

The stability conditions for the third-order system, formulated by Vyshnegradsky, are

$$A > 0, B > 0, \text{ and } AB > 1. \quad (15)$$

The equation for oscillatory stability threshold is

$$AB = 1 \text{ at } A > 0 \text{ and } B > 0.$$

This is an equilateral hyperbola, for which the coordinate axes are the asymptotes (Fig. 2). The region of system stability according to conditions (15) lies above this curve.

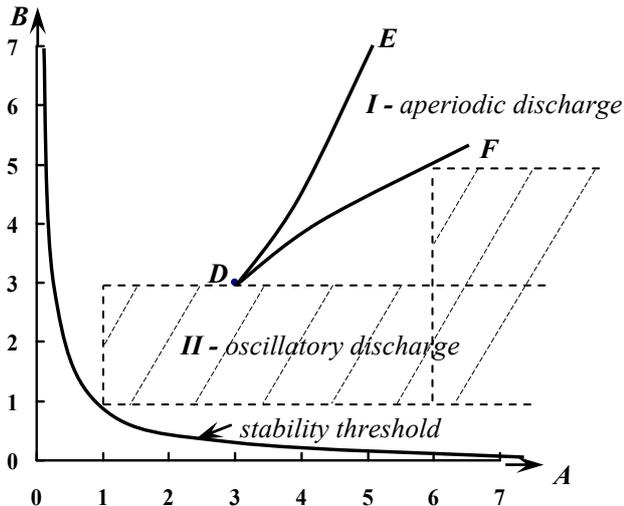


Fig. 2. Vyshnegradsky's diagram for the system, described by third-order differential equation

The stability region can be divided into separate parts corresponding to different combinations of the roots of the characteristic equation. It should be noted that at the point D , where $A = 3$ and $B = 3$, the characteristic equation (14) takes the form $(q + 1)^3 = 0$. Consequently, at this point all three roots are equal $q_1 = q_2 = q_3 = -1$. In this case, for the initial equation (13), we obtain

$$p_1 = p_2 = p_3 = -\sqrt[3]{a_3/a_0}.$$

In the general case, two options are possible: 1) all three roots are real; 2) one root is real and two are complex. The boundary between these two cases is determined by the vanishing discriminant of the third-degree equation (14), which can be received, for example, from the Cardano's formula for solving the cubic equation:

$$A^2B^2 - 4(A^3 + B^3) + 18AB - 27 = 0.$$

This equation gives two curves in the plane of the A and B parameters: DE -curve and DF -one (Fig. 2). Inside of EDF region, the discriminant is positive. Consequently, in this region there are three real roots (region I). In the remaining part of the plane, the discriminant is negative, which corresponds to the presence of a pair of complex roots (region II).

In region I , where all roots are real, an aperiodic transient process takes place, and in region II , where there are one real and two complex roots, the transient process is oscillatory.

Calculating the value of Vyshnegradsky's parameters at changing the parameters of the discharge circuit (parameters of R_2L_2 -chain connected to the capacitor), we can immediately conclude whether they are in the stability region of the system and if this is the case, then in which part of the region they are located (aperiodic discharge region I or oscillatory one II).

Hence, when the load resistance increases stochastically during the discharge of the capacitor we can easily choose the necessary parameters R_2L_2 -chain for connecting to the capacitor in order to prevent a long-term discharge with a low current without sparking in the load.

The investigations carried out in the installation for the volumetric electro-spark dispersion of aluminum in water with the following parameters: $L_1 = 5 \mu\text{H}$, $C = 100 \mu\text{F}$, showed that resistance of the load, which is a layer of aluminum granules located between the electrodes, can vary within $R_{load} = 0.2 - 5 \text{ Ohm}$. Therefore, the Q -factor of the discharge circuit $C-VT_1-R_{load}-L_1-C$: Q_1 can be in the range of $1.118 - 0.045$. That is, the discharge of the capacitor with certain changes in the load resistance can be aperiodic ($Q_1 < 0.5$). That's why, it is necessary to connect an additional active-inductive chain in order to change the nature of the discharge process. The resistance R_2 of such a chain takes into account the active resistances of both the wires of the inductive coil L_2 , and the wires connecting this coil to the discharge circuit. This value is about 0.001 Ohm .

Fig. 3 shows the values of the Vyshnegradsky's parameters calculated using the software package Mathcad 12 for the discharge circuit $C-VT_1-R_{load}-L_1-C$ with the parameters $C = 10^{-4} \text{ F}$, $L_1 = 5 \cdot 10^{-6} \text{ H}$, $R_{load} = 5 \text{ Ohm}$, 2.5 Ohm , and 1 Ohm . The initial Q -factors are, respectively, $Q_1 = 0.045$, 0.089 , and 0.224 , i.e. the capacitor discharge is aperiodic and for changing the discharge character it is necessary to connect an additional active-inductive chain. The resistance of the additional chain was assumed to be $R_2 = 0,001 \text{ Ohm}$, and the inductance value varied in the range $L_2 = 10^{-7} \div 14 \cdot 10^{-4} \text{ H}$.

According to Fig. 2 in zones defined by conditions, for example $\begin{cases} A > 1 \\ 1 < B < 3 \end{cases}$ or $\begin{cases} A > 6 \\ 1 < B < 5 \end{cases}$, the discharge of

the capacitor when the additional active-inductive circuit is connected becomes an oscillatory. Further, according to the dependences shown in Fig. 3, the inductance values L_2 satisfying the above conditions are determined.

The results of the analysis of the value ranges of the additional inductance L_2 , which are required for the realization of the oscillatory discharge of the capacitor in the circuit with different load resistance, are given in Table. 1.

According to the proposed procedure, Vyshnegradsky's diagrams can be used to estimate the transient processes in the circuits of electrical discharge installations with different parameters and configuration.

Since the oscillatory discharge duration is proportional to the circuit inductance value, then in order to ensure short-term discharges, the appropriate values of L_2 should be minimum values from corresponding ranges: $103 \mu\text{H}$, $48 \mu\text{H}$, $15 \mu\text{H}$.

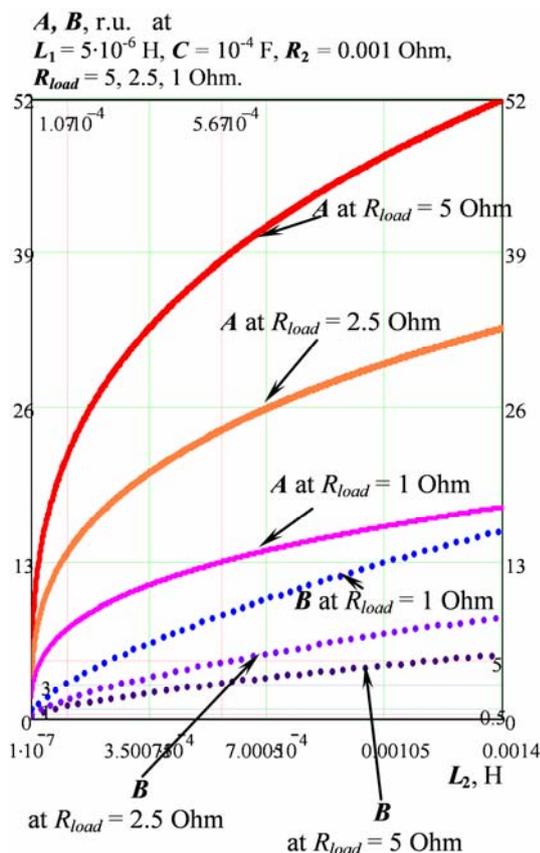


Fig. 3. The calculated values of the Vyshnegradsky's parameters for a discharge circuit with $L_1 = 5 \cdot 10^{-6}$ H, $C = 10^{-4}$ F, $R_{load} = 5$ Ohm, 2.5 Ohm, 1 Ohm

Table 1
 Value ranges of additional inductance L_2 for different load resistance R_{load}

R_{load} , Ohm	L_2 , μ H at $\begin{cases} A > 1 \\ 1 < B < 3 \end{cases}$	L_2 , μ H at $\begin{cases} A > 6 \\ 1 < B < 5 \end{cases}$
5	103 – 567	103 – 1240
2.5	48 – 281	48 – 617
1	15 – 109	55 – 242

Conclusions.

1. In the discharge circuit of the capacitor of electric discharge installations whose load resistance can increase randomly, a low-current discharge (so-called idle discharge) through the load may occur. In order to transfer such a discharge into the required high-current and quickly damped discharge, we have connected the additional inductance to the discharge circuit.

2. To determine the value of the additional inductance, it is advisable to apply Vyshnegradsky's criteria and their graphic representations in the form of diagrams. This approach allows us to determine the range of values of such inductance for various load resistances in order to transfer aperiodic long-term capacitor discharge through the load in a short-term oscillatory discharge without solving a third-order differential equation.

3. As an example, we have performed a transient analysis in the discharge circuit of installation for volumetric electro-spark dispersion of the metals in a liquid with parameters $C = 10^{-4}$ F, $L_1 = 5 \cdot 10^{-6}$ H, $R_2 = 0.001$ Ohm. We have calculated the

Vyshnegradsky's parameters for load resistance of the installation $R_{load} = 5$ Ohm, 2.5 Ohm, and 1 Ohm. Using the Vyshnegradsky's diagram, we have determined the ranges of the values of the additional inductance L_2 for the realization of the oscillatory discharge of capacitor of the installation with a change in its stochastic load resistance.

Appropriate values of L_2 are the minimum values from the corresponding ranges: 103 μ H, 48 μ H, 15 μ H.

REFERENCES

1. Shcherba A.A. *Printsipy postroeniia i stabilizatsii parametrov poluprovodnikovykh elektroimpul'snykh sistem elektroiskrovogo dispergirovaniia sloia tokoprovodiashchih materialov. Stabilizatsiia parametrov elektricheskoi energii*. [Principles of the construction and stabilization of the parameters of semiconductor electro-pulse systems of electro-spark dispersion of a layer of conductive materials. Stabilization of electrical energy parameters]. Kyiv, Institute of Electrodynamics of Academy of Sciences of Ukraine Publ., 1991, pp. 12-30. (Rus).
2. Casanueva R., Azcondo F.J., Branas C., Bracho S. Analysis, Design and Experimental Results of a High-Frequency Power Supply for Spark Erosion. *IEEE Transactions on Power Electronics*, 2005, vol.20, no.2, pp. 361-369. doi: 10.1109/tpel.2004.842992.
3. Sen B., Kiyawat N., Singh P.K., Mitra S., Ye J.H., Purkait P. Developments in electric power supply configurations for electrical-discharge-machining (EDM). *The Fifth International Conference on Power Electronics and Drive Systems PEDS 2003*. Singapore, 17-20 November 2003, vol.1, pp. 659-664. doi: 10.1109/PEDS.2003.1282955.
4. Ivashchenko D.S., Shcherba A.A., Suprunovska N.I. Analyzing probabilistic properties of electrical characteristics in the circuits containing stochastic load. *Proceedings IEEE International Conference on Intelligent Energy and Power Systems (IEPS-2016)*, June 7-11, 2016, Kyiv, Ukraine, pp. 45-48. doi: 10.1109/IEPS.2016.7521887.
5. Nguyen P.-K., Jin S., Berkowitz A. E. MnBi particles with high energy density made by spark erosion. *Journal of Applied Physics*, 2014, vol.115, no.17, p. 17A756. doi: 10.1063/1.4868330.
6. Shcherba A.A., Suprunovska N.I. Study features of transients in the circuits of semiconductor discharge pulses generators with nonlinear electro-spark load. *Proceedings IEEE International Conference on Intelligent Energy and Power Systems (IEPS-2014)*, June 2-6, 2014, Kyiv, Ukraine, pp. 50-54. doi: 10.1109/IEPS.2014.6874200.
7. Shydlovska N.A., Zakharchenko S.M., Cherkasky O.P. Physical prerequisites for constructing mathematical models of electrical resistance of plasma-erosion loadings. *Technical electrodynamics*, 2017, no.2, pp. 5-12. (Ukr). doi: 10.15407/techned2017.02.005.
8. Shcherba A.A., Suprunovska N.I., Ivashchenko D.S. Modeling of nonlinear resistance of electro-spark load taking into account its changes during discharge current flowing in the load and at zero current in it. *Technical electrodynamics*, 2014, no.5, pp. 23-25. (Rus).
9. Besekersky V.A., Popov Ye.P. *Teoriia sistem avtomaticheskogo regulirovaniia* [Theory of automatic control systems]. Moscow, Nauka Publ., 1975. 768 p. (Rus).
10. Demirchian K.S., Neiman L.R., Korovkin N.V., Chechurin V.L. *Teoreticheskie osnovy elektrotekhniki* [Theory of Electrical Engineering]. St. Petersburg, Piter Publ., 2009. 512 p. (Rus).

Received 21.07.2018

N.I. Suprunovska¹, Doctor of Technical Science,

M.A. Shcherba¹, Candidate of Technical Science,

¹The Institute of Electrodynamics of the NAS of Ukraine,

56, prospekt Peremogy, Kiev, 03057, Ukraine,

phone +380 44 3662493,

e-mail: iednat1@gmail.com, m.shcherba@gmail.com

К.В. Чунихин

О ВЛИЯНИИ УРОВНЯ ВНЕШНЕГО МАГНИТНОГО ПОЛЯ И ДЛИНЫ НА МАГНИТНЫЙ МОМЕНТ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ СЕРДЕЧНИКОВ

Розглянуто магнітостатичне поле неоднорідно намагнетиченого в однорідному магнітному полі довгого циліндричного осердя електромагніту системи керування космічним апаратом. Для розрахунку цього поля запропоновані перетворення інтегрального рівняння відносно густини фіктивних магнітних зарядів, а також ітераційний алгоритм його чисельного розв'язання. Зроблено аналіз впливу довжини осердя з пермаллою 50Н у всьому діапазоні кривої намагнічування і рівня зовнішнього магнітного поля на осьову проекцію магнітного моменту осердя, а також надані практичні рекомендації щодо рівня зовнішнього поля, створюваного котушкою електромагніту, і збільшення магнітного моменту в випадках довгих осердь. Бібл. 14, табл. 1, рис. 5.

Ключові слова: електромагніт, система керування космічним апаратом, неоднорідно намагнетичене осердя, інтегральне рівняння, фіктивний магнітний заряд, крива намагнічування, магнітний момент осердя.

Рассмотрено магнитостатическое поле неоднородно намагнетиченого в однородном магнитном поле длинного цилиндрического сердечника электромагнита системы управления космическим аппаратом. Для расчета этого поля предложены преобразование интегрального уравнения относительно плотности фиктивных магнитных зарядов, а также итерационный алгоритм его численного решения. Сделан анализ влияния длины сердечника из пермаллоя 50Н во всем диапазоне кривой намагничивания и уровня внешнего магнитного поля на осевую проекцию магнитного момента сердечника, а также даны практические рекомендации относительно уровня внешнего поля, создаваемого катушкой электромагнита, и увеличения магнитного момента в случаях длинных сердечников. Библ. 14, табл. 1, рис. 5.

Ключевые слова: электромагнит, система управления космическим аппаратом, неоднородно намагнетиченный сердечник, интегральное уравнение, фиктивный магнитный заряд, кривая намагничивания, магнитный момент сердечника.

Введение. Для управления космическими аппаратами используют электромагниты постоянного тока, состоящие из катушки и длинного цилиндрического сердечника из материала с высокой магнитной проницаемостью [1]. Размеры, обмоточные данные и материалы могут быть определены и выбраны на основе расчета магнитного поля, создаваемого электромагнитом. Такой электромагнит должен обладать определенным магнитным моментом, основную часть которого обеспечивает сердечник [2]. В известных работах для расчета магнитостатического поля сердечников получили развитие методы коэффициентов размагничивания [2, 3] и интегральных уравнений [1, 4, 5]. Для определения коэффициентов размагничивания необходимо проводить эксперименты, а численные решения интегральных уравнений были получены при допущении постоянной магнитной проницаемости материала сердечника [1, 4]. В работе [5] расчеты были выполнены при условии относительно небольших изменений магнитной проницаемости по объему сердечника.

Актуальность данной статьи заключается в том, что в известных работах недостаточно исследовано намагничивание цилиндрических сердечников в условиях больших изменений магнитной проницаемости и уровней внешнего магнитного поля, что затрудняет проектирование электромагнитов систем управления космическими аппаратами.

Целью данной работы является анализ неоднородного намагничивания длинных цилиндрических сердечников из пермаллоя 50Н однородным постоянным магнитным полем и влияния длины, а также уровня поля на их магнитный момент.

Преобразование исходного интегрального уравнения с учетом особенностей намагничивания сердечника. Рассмотрим цилиндрический сердечник

длиной b радиуса R , расположенный в неограниченном немагнитном и непроводящем пространстве соосно с внешним постоянным однородным магнитным полем напряженностью \vec{H}_0 (рис. 1).

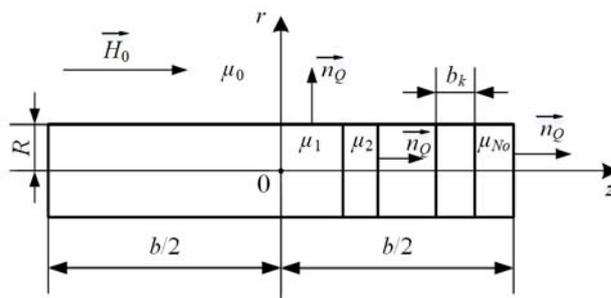


Рис. 1. Меридианное сечение цилиндрического сердечника

Напряженность результирующего магнитного поля представляем в виде [6, 7]:

$$\vec{H} = \vec{H}_0 + \vec{H}_m, \quad (1)$$

где \vec{H}_m – напряженность магнитного поля, обусловленного магнитными свойствами сердечника («размагничивающего» поля [2]).

Магнитное поле \vec{H} является плоскомеридианным, а поле вектора \vec{H}_m потенциально и связано со скалярным потенциалом φ_m соотношением

$$\vec{H}_m = -\text{grad } \varphi_m. \quad (2)$$

Используя электростатическую аналогию [6, 8], представляем φ_m в таком виде [9, 10]:

$$\varphi_m(Q) = \frac{1}{\pi\mu_0} \int_l \frac{\sigma_m(M) r_M K(k)}{\sqrt{(z_Q - z_M)^2 + (r_Q + r_M)^2}} dl_M, \quad (3)$$

© К.В. Чунихин

где l , dl_M – контур меридианного сечения и его элемент с центром в точке M ; Q , $M \in l$ – точка наблюдения и точка с текущими координатами; $\sigma_m(M)$ – поверхностная плотность фиктивных магнитных зарядов; μ_0 – магнитная постоянная; $K(k)$ – полный эллиптический интеграл первого рода модуля k [11];

$$k = 2 \sqrt{\frac{r_Q r_M}{(z_Q - z_M)^2 + (r_Q + r_M)^2}};$$

r_Q , r_M и z_Q , z_M – радиальные и осевые цилиндрические координаты точек Q и M .

Поскольку материал сердечника является изотропным, связь между \vec{H} и намагниченностью \vec{J} определяется известной зависимостью

$$\vec{J} = [\mu_r(H) - 1] \vec{H}, \quad (4)$$

где $\mu_r(H)$ – относительная магнитная проницаемость.

Для учета неоднородности намагничивания заменим нелинейную намагничиваемую среду сердечника на кусочно-однородную, которая состоит из $2N_o$ однородных цилиндрических элементов с абсолютной магнитной проницаемостью μ_k , $k = \overline{1, N_o}$, имеющих

длину b_k , причем $\sum_{k=1}^{N_o} b_k = b/2$ (рис. 1). Такая замена

позволяет пренебречь объемными фиктивными магнитными зарядами и ограничиться определением σ_m . В таком случае интегральное уравнение относительно σ_m принимает вид [12]:

$$\sigma_m(Q) - \frac{\lambda_\mu}{\pi} \int_l \sigma_m(M) [S(Q, M) - S(Q, M')] dl_M = 2\mu_0 \lambda_\mu H_{0n}(Q), \quad (5)$$

где l – контур меридианного сечения сердечника в первой четверти координатной плоскости zOr ; $l = l_1 + l_2 + l_3$; $l_{1,2}$ – контур боковой и торцевой поверхностей; $l_3 = \sum_{k=1}^{N_o-1} l_k^c$, l_k^c – граница между k и $k+1$ цилиндрическими элементами в расчетной области; $H_{0n}(Q)$ – нормальная проекция \vec{H}_0 для $Q \in l$;

$$\lambda_\mu = \begin{cases} (\mu_k - \mu_0)/(\mu_k + \mu_0), & Q \in l_1 \cup l_2; \\ (\mu_k - \mu_{k+1})/(\mu_k + \mu_{k+1}), & Q \in l_3; \end{cases}$$

M' – точка, симметричная точке M относительно оси r .

При $Q \in l_1$ первое слагаемое ядра уравнения (5)

$$S(Q, M) = \frac{k}{2} \sqrt{\frac{r_M}{r_Q^3}} \left[K(k) + \frac{1}{k'^2} \left(\frac{r_M + r_Q}{2r_M} k^2 - 1 \right) E(k) \right], \quad \text{а}$$

$$\text{при } Q \in l_2 \cup l_3 - S(Q, M) = \frac{z_Q - z_M}{4\sqrt{r_Q^3 r_M}} \frac{k^3}{k'^2} E(k), \quad \text{где } E(k),$$

k' – полный эллиптический интеграл второго рода модуля k и дополнительный модуль полных эллиптических интегралов, $k' = \sqrt{1 - k^2}$ [11]. Второе слагаемое рассматриваемого ядра $S(Q, M')$ определяется по таким же формулам, как и $S(Q, M)$, если в них заменить координаты точки M на M' .

Замена неоднородно намагничиваемого сердечника совокупностью однородно намагничиваемых цилиндрических элементов сделана на основании предварительных расчетов, согласно которым при $b/R \geq 16$ осевая проекция \vec{H} в поперечных сечениях сердечника по всей его длине, за исключением небольших участков вблизи торцов, распределена практически равномерно. Учитывая эту особенность, а также известное граничное условие о скачке нормальной проекции \vec{H}_n на границе между двумя намагничиваемыми средами [13], принимаем допущение о неизменности σ_m на всех l_k^c . Упрощенное при помощи этого допущения уравнение (5) принимает такой вид:

$$\sigma_m(Q) - \frac{\lambda_\mu}{\pi} \int_{l-l_3} \sigma_m(M) [S(Q, M) - S(Q, M')] dl_M - \frac{\lambda_\mu}{\pi} \sum_{k=1}^{N_o-1} \sigma_m(M_k) \int_{l_k^c} [S(Q, M) - S(Q, M')] dl_M = 2\mu_0 \lambda_\mu H_{0n}(Q). \quad (6)$$

Система алгебраических уравнений, при помощи которой решают интегральные уравнения, для уравнения (6) имеет значительно меньший порядок.

Итерационный алгоритм численного решения преобразованного интегрального уравнения. Цикл итерационного алгоритма состоит из следующих основных блоков.

В первом блоке при некоторых начальных значениях $\mu_k^{(0)}$ решаем интегральное уравнение (6). Для этого оно при помощи квадратурной формулы прямоугольников было преобразовано в систему алгебраических уравнений порядка N (N – общее число узлов пространственной сетки, $N = N_1 + N_2 + N_3$, N_1 – число узлов на l_1 , N_2 – на l_2 , N_3 – на l_3 , $N_3 = N_o - 1$). При вычислении каждого интеграла суммы в третьем слагаемом левой части (6) было принято 100 узлов, а для учета краевого эффекта на торцах цилиндра использовали неравномерную сетку. Полученная система алгебраических уравнений была решена прямым методом, основанным на обращении матрицы левых частей и дальнейшем умножении обратной матрицы на вектор-столбец правых частей.

Во втором блоке находим радиальную и осевую проекции \vec{H}

$$H_r(Q) = \frac{1}{2\pi\mu_0} \int_l \sigma_m(M) S_r(Q, M) dl_M, \quad (7)$$

$$H_z(Q) = H_0 + \frac{1}{2\pi\mu_0} \int_l \sigma_m(M) S_z(Q, M) dl_M, \quad (8)$$

а затем и модуль \vec{H} в каждой точке внутри сердечника.

В формулах (7) и (8) функции $S_r(Q, M)$ и $S_z(Q, M)$ определяются при помощи таких же выражений, как и ядро интегрального уравнения (5) соответственно при $Q \in l_1$ и $Q \in l_2 \cup l_3$.

В третьем блоке определяем средние по объему каждого цилиндрического элемента относительную и абсолютную магнитные проницаемости

$$\mu_{kr}^{-(j)} = \frac{2}{R^2 b_k} \int r_M \mu_r(M) dS_M, \quad \mu_k^{-(j)} = \mu_0 \mu_{kr}^{-(j)}, \quad (9, 10)$$

где S_k – площадь меридианного сечения k -го цилиндрического элемента; j – номер итерации.

Для определения μ_r используем кривую намагничивания пермаллоя 50Н [2]

$$J(H) = aH/(H + c), \quad (11)$$

из которой при помощи известной связи между \vec{B} , \vec{H} и \vec{J} на основе модели намагничивания молекулярными токами находим

$$\mu_r(H) = 1 + a/(H + c). \quad (12)$$

В зависимостях (11), (12), показанных в логарифмическом масштабе на рис. 2 (а, б), J, H – модули \vec{J}, \vec{H} ; a, c – постоянные, $a = 1,25 \cdot 10^6$ А/м, $c = 40$ А/м.

Затем принимаем $\mu_k^{(j)} = \mu_k^{-(j)}$ и возвращаемся к первому блоку алгоритма. Итерации продолжаем до выполнения условия

$$|\mu_k^{(j)} - \mu_k^{(j-1)}| < \Delta, \quad j = 1, 2, \dots, n_{it}, \quad k = \overline{1, N_o}, \quad (13)$$

где Δ – заданное расхождение; n_{it} – число итераций.

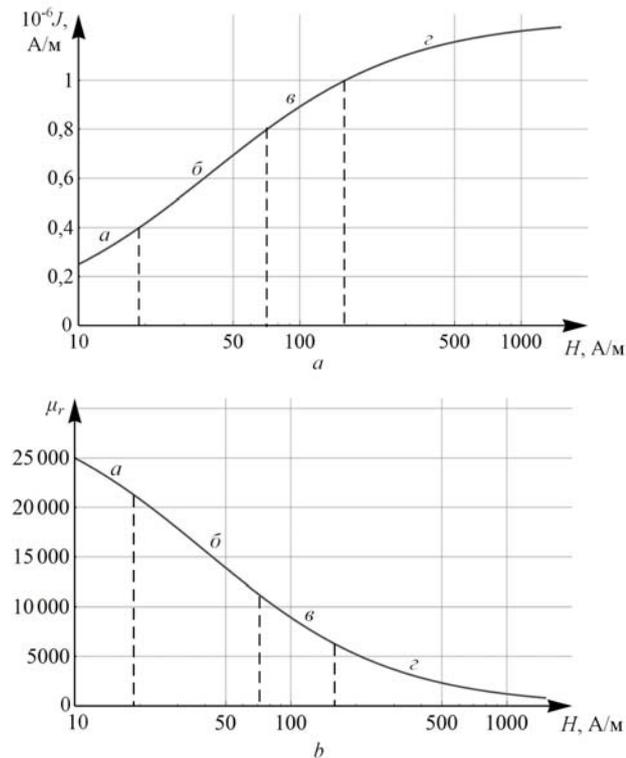


Рис. 2. Кривые зависимостей $J(H)$ – а и $\mu_r(H)$ – б для пермаллоя 50Н

Установлено, что итерационный процесс сходится к некоторым величинам $\mu_k^{(it)}$ для любых $\mu_k^{(0)}$, при которых имеем численное решение (6). Как поясняется ниже, магнитный момент сердечника определяется осевой проекцией намагниченности J_z . После определения σ_m эта проекция может быть рассчитана при помощи формулы (4) с учетом (8) и (12). Сходимость итераций иллюстрируется кривыми рис. 3, построенных для следующих исходных данных: $R = 5$ мм (этот размер принят таким же и в последующих расчетах); $b = 330$ мм; $z^* = z/b$. Значения b_k здесь и далее приня-

ты одинаковыми. Видим, что с увеличением N_o распределения J_z сходятся. При необходимости уточнения влияния краевых эффектов цилиндрические элементы на краях сердечника могут быть заменены совокупностью кольцевых элементов. Заметим, что в работе [5] при численном решении интегрального уравнения относительной касательной проекции намагниченности в соответствии с рекомендациями [14] на кольцевые элементы разбивали весь объем сердечника.

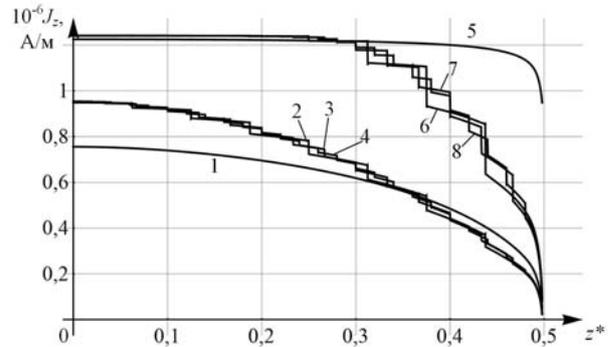


Рис. 3. Распределения осевой проекции намагниченности вдоль оси сердечника при разных N_o для $H_0 = 1646,66$ А/м (кривые 1-4) и $H_0 = 6586,62$ А/м (кривые 5-8); для кривых 1 и 5, 2 и 6, 3 и 7, 4 и 8 значения N_o соответственно равны 1, 8, 15, 25

Влияние уровня внешнего магнитного поля и длины сердечника на его магнитный момент. Вследствие осевой симметрии поля вектор магнитного момента \vec{M} рассматриваемого сердечника имеет в цилиндрических координатах только осевую проекцию

$$M_z = 4\pi \int_S r_M J_z(M) dS_M, \quad (14)$$

где S – часть площади меридианного сечения в положительной полуплоскости $z > 0$.

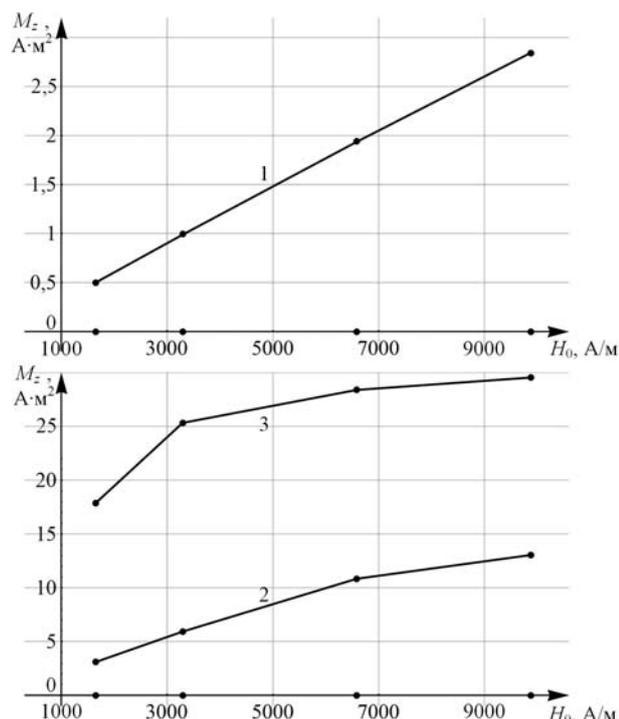
В табл. 1 приведены значения M_z и относительные расхождения ζ между M_z при $N_o = 25$ (условно точные значения) и M_z при меньших N_o . Из приведенных данных следует, что для обеспечения $\zeta \leq 1\%$ для всех рассматриваемых уровней H_0 и значений $b = 80, 165$ и 330 мм следует принять N_o равным соответственно 4, 8 и 8. Заметим, что для сердечника длиной 80 мм при $N_o = 1$ величина $\zeta \approx (1 \div 6)\%$ (очевидно, что это справедливо и для сердечников не сильно отличающейся длины).

На рис. 4 и 5 показано влияние уровня внешнего поля и длины сердечника на величину M_z (точками на оси абсцисс рис. 4 отмечены значения H_0 , а на кривых – соответствующие им значения M_z). Расчеты показывают, что в каждой точке сердечника с ростом H_0 напряженность результирующего поля всегда возрастает, но намагниченность зависит от того, на какой участок кривой намагничивания приходится H_z (рис. 2). На участке а кривой $\mu_r(H)$ (рис. 2, б) магнитная проницаемость максимальна, что приводит к большим значениям H_m и, как следствие, малым значениям H . На таком же участке исходной кривой намагничивания (рис. 2, а) последним соответствует малые значения J . При $b = 80$ мм это приводит к относительно небольшим магнитным моментам $M_z = 0,5 \div 2,8$ А·м² (рис. 4, кривая 1; рис. 5).

Таблица 1

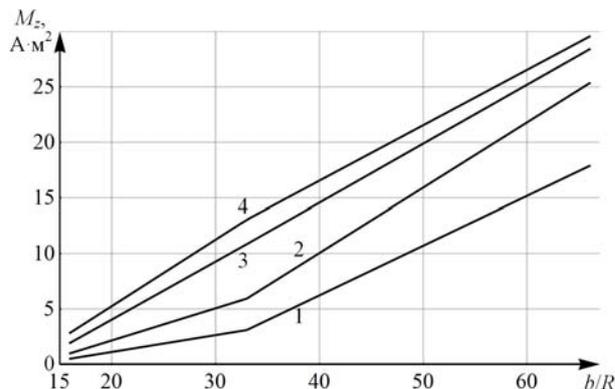
Значения при разных b, H_0, N_0

$b, \text{мм};$ b/R	N_0	$H_0, \text{А/м}$			
		1646,66	3293,31	6586,62	9879,93
80; 16	25	0,500	0,989	1,937	2,845
	8	0,4998	0,9886	1,9342	2,8396
	$\xi, \%$	0,0392	0,0742	0,1348	0,1863
	4	0,499	0,986	1,926	2,822
	$\xi, \%$	0,150	0,294	0,562	0,803
	1	0,495	0,970	1,862	2,686
	$\xi, \%$	1,006	1,985	3,838	5,587
165; 33	25	3,090	5,927	10,839	13,043
	15	3,088	5,921	10,825	13,026
	$\xi, \%$	0,050	0,094	0,135	0,127
	8	3,083	5,904	10,776	12,972
	$\xi, \%$	0,213	0,396	0,585	0,540
	1	2,963	5,486	9,537	12,591
	$\xi, \%$	4,084	7,445	12,019	3,462
330; 66	25	17,863	25,330	28,394	29,546
	15	17,834	25,288	28,342	29,481
	$\xi, \%$	0,164	0,166	0,182	0,220
	8	17,765	25,186	28,202	29,331
	$\xi, \%$	0,551	0,568	0,677	0,728
	1	15,796	24,538	31,252	31,964
	$\xi, \%$	11,571	3,126	10,067	8,184

Рис. 4. Кривые зависимостей $M_z(H_0)$ при $N_0 = 25$:
кривая 1 – $b = 80$ мм, 2 – 165 мм, 3 – 330 мм

При увеличении длины сердечника наблюдаем значительное увеличение магнитного момента (рис. 4, кривые 2, 3; рис. 5), поскольку точки сердечника намагничиваются или на всех участках кривой намагничивания ($b = 165$ мм), или на участках w, z ($b = 330$ мм) при значительно больших J (рис. 2,а). Однако рост M_z сердечников большей длины при увеличении H_0

замедляется, поскольку все большая часть их находится в состоянии насыщения. Из рис. 5 следует, что при $b/R = (33 \div 66)$ для достижения $M_z \leq 18 \text{ А}\cdot\text{м}^2$ достаточно $H_0 = 1646,66 \text{ А/м}$. Для больших значений M_z , вплоть до $25 \text{ А}\cdot\text{м}^2$, потребуется $H_0 = 3293,31 \text{ А/м}$.

Рис. 5. Кривые зависимостей $M_z(b/R)$ при $N_0 = 25$:
кривая 1 – $H_0 = 1646,66 \text{ А/м}$, 2 – $3293,31 \text{ А/м}$,
3 – $6586,62 \text{ А/м}$, 4 – $9879,93 \text{ А/м}$

Выводы.

1. Выбор размеров цилиндрических сердечников электромагнитов систем управления космическими аппаратами необходимо осуществлять на основе заданного максимального значения осевой проекции магнитного момента M_z и кривой намагничивания материала сердечника.

2. Катушка электромагнита должна обеспечивать такие уровни внешнего магнитного поля, при которых напряженность результирующего магнитного поля на преобладающей части сердечника находится вне области насыщения кривой намагничивания и соответствует большей намагниченности.

3. При $R = 5$ мм сердечники, имеющие относительную длину $b/R < 33$, обеспечивают $M_z \leq 13 \text{ А}\cdot\text{м}^2$. В случаях $b/R > 33$ увеличение M_z может быть достигнуто увеличением b/R при определенных уровнях внешнего магнитного поля, не приводящих к насыщению значительной части сердечника (рис. 4, 5).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- Chadebec O., Rouve L.-L., Coulomb J.-L. New methods for a fast and easy computation of stray fields created by wound rods // IEEE Transaction on Magnetics. – 2002. – vol.38. – no.2. – pp. 517-520. doi: 10.1109/20.996136.
- Коваленко А.П. Магнитные системы управления космическими летательными аппаратами. – М.: Машиностроение, 1975. – 248 с.
- Розенблат М.А. Коэффициенты размагничивания стержней высокой проницаемости // Журнал технической физики. – 1954. – Т.24. – №4. – С. 637-661.
- Chen D.X., Pardo E., Sanchez A. Fluxmetric and magnetometric demagnetizing factors for cylinders // Journal of Magnetism and Magnetic Materials. – 2006. – vol.306. – pp. 135-146. doi: 10.1016/j.jmmm.2006.02.235.
- Матюк В.Ф., Осипов А.А., Стрелюхин А.В. Моделирование магнитного состояния ферромагнитного стержня в продольном постоянном магнитном поле // Техническая диагностика и неразрушающий контроль. – 2011. – №1. – С. 20-27.
- Гринберг Г.А. Избранные вопросы математической теории электрических и магнитных явлений. – М. – Л.: Изд. АН СССР, 1948. – 730 с.

7. Тозони О.В., Маергойз И.Д. Расчет трехмерных электромагнитных полей. – К.: «Техника», 1974. – 352 с.
8. Михайлов В.М., Чунихин К.В. Об электростатической аналогии магнитоэлектростатического поля в неоднородной намагничиваемой среде // *Электротехника і електромеханіка*. – 2017. – №5. – С. 38-40. doi: 10.20998/2074-272X.2017.5.05.
9. Jungerman J.A. Fourth-order uniform electric field form two charged rings // *Review of Scientific Instruments*. – 1984. – vol.55. – no.9. – pp. 1479-1482. doi: 10.1063/1.1137962.
10. Михайлов В.М. Расчет электрических и магнитных полей с помощью интегральных и интегродифференциальных уравнений. – К.: УМК ВО, 1988. – 60 с.
11. Янке Е., Эмде Ф., Леш Ф. Специальные функции. – М.: Наука, 1977. – 344 с.
12. Михайлов В.М., Чунихин К.В. Тестирование численного решения задачи определения источников магнитоэлектростатического поля в намагничиваемой среде // *Электротехника і електромеханіка*. – 2017. – №6. – С. 42-46. doi: 10.20998/2074-272X.2017.6.06.
13. Поливанов К.М. Теоретические основы электротехники, ч. 3. Теория электромагнитного поля. – М.: «Энергия», 1969. – 352 с.
14. Курбатов П.А., Аринчин С.А. Численный расчет электромагнитных полей. – М.: Энергоатомиздат, 1984. – 168 с.

REFERENCES

1. Chadebec O., Rouve L.-L., Coulomb J.-L. New methods for a fast and easy computation of stray fields created by wound rods. *IEEE Transaction on Magnetics*, 2002, vol.38, no.2, pp. 517-520. doi: 10.1109/20.996136.
2. Kovalenko A.P. *Magnitnye sistemy upravleniia kosmicheskimi letatel'nymi apparatami* [Magnetic control systems for space vehicles]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 1975. 248 p. (Rus).
3. Rozenblat M.A. Demagnetization factors for high permeability rods. *Technical Physics*, 1954, vol.24, no.4, pp. 637-661. (Rus).
4. Chen D.X., Pardo E., Sanchez A. Fluxmetric and magnetometric demagnetizing factors for cylinders. *Journal of Magnetism and Magnetic Materials*, 2006, vol.306, pp. 135-146. doi: 10.1016/j.jmmm.2006.02.235.
5. Matiuk V.F., Osipov A.A., Strelukhin A.V. Modeling of the magnetic state of a ferromagnetic rod in longitudinal constant magnetic field. *Technical Diagnostics and Non-Destructive Testing*, 2011, no.1, pp. 20-27. (Rus).
6. Grinberg G.A. *Izbrannye voprosy matematicheskoi teorii elektricheskikh i magnitnykh iavlenii* [Selected questions of mathematical theory of electric and magnetic phenomena]. Moscow-Leningrad, Acad. of Sci. USSR Publ., 1948. 730 p. (Rus).
7. Tozoni O.V., Maergoiz I.D. *Raschet trekhmernykh elektromagnitnykh polei* [Calculation of three-dimensional electromagnetic fields]. Kiev, Tekhnika Publ., 1974. 352 p. (Rus).
8. Mikhailov V.M., Chunikhin K.V. On electrostatic analogy of magnetostatic field in inhomogeneous magnetized medium. *Electrical engineering & electromechanics*, 2017, no.5, pp. 38-40. (Rus). doi: 10.20998/2074-272X.2017.5.05.
9. Jungerman J.A. Fourth-order uniform electric field form two charged rings. *Review of Scientific Instruments*, 1984, vol.55, no.9, pp. 1479-1482. doi: 10.1063/1.1137962.
10. Mikhailov V.M. *Raschet elektricheskikh i magnitnykh polei s pomoshch'iu integral'nykh i integrodifferentsial'nykh uravnenii* [Calculation of electric and magnetic fields using integral and integrodifferential equations]. Kiev, UMC VO Publ., 1988. 60 p. (Rus).

11. Ianke E., Emde F., Lesh F. *Spetsial'nye funktsii* [Special functions]. Moscow, Nauka Publ., 1977. 344 p. (Rus).
12. Mikhailov V.M., Chunikhin K.V. Testing of numerical solution of the problem of determining sources of magnetostatic field in magnetized medium. *Electrical engineering & electromechanics*, 2017, no.6, pp. 42-46. (Rus). doi: 10.20998/2074-272X.2017.6.06.
13. Polivanov K.M. *Teoreticheskie osnovy elektrotekhniki, ch. 3. Teoriia elektromagnitnogo polia* [Theoretical foundations of electrical engineering, Part 3. Theory of electromagnetic field]. Moscow, Energiya Publ., 1969. 352 p. (Rus).
14. Kurbatov P.A., Arinchin S.A. *Chislennyi raschet elektromagnitnykh polei* [Numerical Calculation of Electromagnetic Fields]. Moscow, Energoatomizdat Publ., 1984. 168 p. (Rus).

Поступила (received) 16.08.2018

Чунихин Константин Вадимович, аспирант,
Государственное учреждение «Институт технических проблем магнетизма Национальной Академии Наук Украины»,
61106, Харьков, ул. Индустриальная, 19,
тел/phone +380 57 2992162,
e-mail: kvchunikhin@gmail.com

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

On the influence of the level of an external magnetic field and the length on the magnetic moment of cylindrical cores.
Purpose. Analysis of inhomogeneous magnetization of long cylindrical permalloy 50N cores by a uniform constant magnetic field and the influence of length and field level on their magnetic moment. **Methodology.** The magnetostatic field of a non-uniformly magnetized in a uniform magnetic field long cylindrical core of an electromagnet of a spacecraft control system is considered. To calculate this field, a transformation of the integral equation with respect to the density of fictitious magnetic charges, as well as an iterative algorithm for its numerical solution, are proposed. **Results.** The convergence of the algorithm and the fact that the magnetic moment of the core depends heavily on its length and the level of the external magnetic field is shown. We have made an analysis of the influence of the length of a permalloy 50N core in the entire range of the magnetization curve and the level of a uniform external magnetic field on the axial projection of the magnetic moment of the core. **Originality.** The use of an almost equal distribution of the axial projection of the resulting magnetic field in the cross sections of the greater part of the cylindrical core and its division into cylindrical elements can significantly reduce the order of the system of algebraic equations approximating the integral equation for the surface density of fictitious magnetic charges for its numerical solution. **Practical value.** Recommendations regarding the level of the external field created by the electromagnet coil, the increase of the magnetic moment in cases of long cores and the choice of the number of cylindrical elements depending on the length of the core are given. References 14, tables 1, figures 5.

Key words: electromagnet, spacecraft control system, non-uniformly magnetized core, integral equation, fictitious magnetic charge, magnetization curve, magnetic moment of the core.

М.И. Баранов

ВЫБОР СЕЧЕНИЙ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ ПРОВОДОВ И КАБЕЛЕЙ В ЦЕПЯХ УСТРОЙСТВ ВЫСОКОВОЛЬТНОЙ СИЛЬНОТОЧНОЙ ИМПУЛЬСНОЙ ТЕХНИКИ

Надані результати розробленого узагальненого електротехнічного підходу до розрахункового вибору по умові термічної стійкості гранично допустимих перерізів $S_{\text{СН}}$ електричних неізолюваних проводів, а також ізолюваних проводів і кабелів з полівінілхлоридною (ПВХ), гумовою (Г) і поліетиленовою (ПЕТ) ізоляцією з мідними (алюмінієвими) жилами (оболонками), по яким в колах високовольтної сильноточної імпульсної техніки (ВСИТ) протікає аксіальний імпульсний струм $i_p(t)$ з довільними амплітудно-часовими параметрами (АЧП). На підставі даного підходу продемонстровані результати конкретного вибору перерізів $S_{\text{СН}}$ для вказаних електричних проводів (кабелів) силових кіл ВСИТ з імпульсним струмом, АЧП якого з амплітудами $I_{\text{мр}}=(0,1-1000)$ кА змінюються по аперіодичному закону або закону затухаючої синусоїди в нано-, мікро- і мілісекундному часових діапазонах. Представлені результати розрахункової оцінки гранично допустимої щільності $\delta_{\text{СН}}$ імпульсного струму $i_p(t)$ часових форм, що розглядаються, у вказаних електричних проводах і кабелях силових кіл ВСИТ. Отримані результати сприятимуть підвищенню електротермічної стійкості електричних неізолюваних проводів, а також ізолюваних проводів і кабелів з ПВХ, Г і ПЕТ ізоляцією, які широко застосовуються в силових колах ВСИТ. Бібл. 13, табл. 11, рис. 2.

Ключові слова: високовольтна сильноточна імпульсна техніка, електричні дроти і кабелі, розрахунковий вибір гранично допустимих перерізів проводів і кабелів в колах імпульсної техніки.

Приведены результаты разработанного обобщенного электротехнического подхода к расчетному выбору по условию термической стойкости предельно допустимых сечений $S_{\text{СН}}$ электрических неизолированных проводов, а также изолированных проводов и кабелей с поливинилхлоридной (ПВХ), резиновой (Р) и полиэтиленовой (ПЭТ) изоляцией с медными (алюминиевыми) жилами (оболочками), по которым в цепях высоковольтной сильноточной импульсной техники (ВСИТ) протекает аксиальный импульсный ток $i_p(t)$ с произвольными амплитудно-временными параметрами (АВП). На основании данного подхода продемонстрированы результаты конкретного выбора сечений $S_{\text{СН}}$ для указанных электрических проводов (кабелей) силовых цепей ВСИТ с импульсным током, АВП которого с амплитудами $I_{\text{мр}}=(0,1-1000)$ кА изменяются по аперіодическому закону или закону затухающей синусоиды в нано-, микро- и миллисекундному временных диапозонах. Представлены результаты расчетной оценки предельно допустимых плотностей $\delta_{\text{СН}}$ импульсного тока $i_p(t)$ рассматриваемых временных форм в указанных электрических проводах и кабелях силовых цепей ВСИТ. Полученные результаты будут способствовать повышению электротермической стойкости электрических неизолированных проводов, а также изолированных проводов и кабелей с ПВХ, Р и ПЭТ изоляцией, широко применяемых в силовых цепях ВСИТ. Библ. 13, табл. 11, рис. 2.

Ключевые слова: высоковольтная сильноточная импульсная техника, электрические провода и кабели, расчетный выбор предельно допустимых сечений проводов и кабелей в цепях импульсной техники.

Введение. Одной из проблемных задач в области высоковольтной сильноточной импульсной техники (ВСИТ) является обоснованный выбор поперечных сечений S_C используемых в ней электрических проводов и кабелей. Известно, что по проводам и кабелям в области ВСИТ могут протекать в нормальных и аварийных режимах работы подобной техники импульсные токи $i_p(t)$ с различными амплитудно-временными параметрами (АВП). При этом амплитуды $I_{\text{мр}}$ данных токов могут изменяться в диапазоне от сотен ампер до тысяч килоампер, а их длительности τ_p – от десятков наносекунд до сотен миллисекунд [1, 2]. Известный подход по выбору сечений S_C электрических проводов (кабелей) для кратковременных режимов их работы, используемый сейчас в традиционной промышленной электроэнергетике, базируется на термической стойкости кабельно-проводниковой продукции (КПП) в условиях действия на нее тока короткого замыкания (КЗ) с заданными АВП [3]. В этом случае термическая стойкость электрических проводов и кабелей лимитируется предельно допустимой кратковременной температурой θ_{IS} нагрева частей проводов (кабелей) при КЗ. В табл. 1, согласно результатов из [3], приведены численные значения температуры θ_{IS} нагрева для основных проводниковых и изоляционных материалов электрических проводов и кабелей при КЗ. Из данных

табл. 1 видно, что значение θ_{IS} не должна превышать для используемых в силовых электроэнергетических цепях с током промышленной частоты 50 Гц неизолированных медных и алюминиевых шин (проводов) в режиме КЗ наибольшего уровня в 250 °С и 200 °С, а для кабелей (изолированных проводов) с медными и алюминиевыми жилами и ПВХ (Р), ПЭТ изоляцией – соответственно уровня в 150 °С и 120 °С [3].

Таблица 1
Значения предельно допустимой кратковременной температуры θ_{IS} нагрева для основных проводниковых и изоляционных материалов проводов (кабелей) промышленных электроэнергетических цепей при действии тока КЗ [3]

№	Наименование части провода (кабеля)	θ_{IS} , °С
1	Шина (жила) медная неизолированная при тяжениях менее 20 Н/мм ²	250
2	Шина (жила) алюминиевая неизолированная при тяжениях менее 10 Н/мм ²	200
3	Кабель и изолированный провод с медными (алюминиевыми) жилами и поливинилхлоридной (ПВХ) или резиновой (Р) изоляцией	150
4	Кабель и изолированный провод с медными (алюминиевыми) жилами и полиэтиленовой (ПЭТ) изоляцией	120
5	Алюминиевая часть сталеалюминиевых проводов линий электропередачи	200

© М.И. Баранов

Укажем, что в промышленной электроэнергетике длительно допустимая температура θ_{II} нагрева токопроводящих и изоляционных частей электрических проводов и кабелей лимитируется условиями надежной работы электрических контактов и контактных соединений или условиями работы их изоляции [3]. В табл. 2, согласно данным [3], приведены известные численные значения температуры θ_{II} нагрева для основных видов электрических проводов и кабелей, применяемых в области современной электроэнергетики.

Таблица 2
Значения длительно допустимой температуры θ_{II} для основных видов электрических проводов (кабелей) [3]

№	Наименование провода (кабеля) или шины	θ_{II} , °С
1	Провода (шины) неизолированные с любыми токонесущими жилами (частями)	70
2	Кабели (провода) с медными (алюминиевыми) жилами, ПВХ, Р и ПЭТ изоляцией	65
3	Кабели с изоляцией из пропитанной кабельной бумаги на напряжение до 6 кВ	65
4	Кабели с изоляцией из пропитанной кабельной бумаги на напряжение до 35 кВ	50

Из данных табл. 2 следует, что максимальная длительно допустимая температура θ_{II} нагрева для неизолированных проводов и кабелей с ПВХ, ПЭТ и Р изоляцией, находящихся под токовой нагрузкой в промышленных электроэнергетических цепях, не должна превышать соответственно уровня в 70 °С и 65 °С. Учитывая данные табл. 1 и 2, а также то условие, что провод (кабель) до импульсного воздействия на него тока КЗ был полностью электрически загружен и имел температуру θ_{II} , а при КЗ он нагрелся до температуры θ_{IS} , в [3] для выбора минимально допустимого сечения S_{Imin} электрического провода (кабеля) рекомендуется следующее расчетное соотношение:

$$S_{Imin} = B_k^{1/2} / C_k, \quad (1)$$

где $B_k = \int_0^{t_k} i_k^2(t) dt$ – интеграл Джоуля (действия) тока $i_k(t)$

КЗ с длительностью t_k (методика расчета B_k изложена в [3]), $A^2 \cdot c$; C_k – коэффициент ($A \cdot c^{1/2} / \text{мм}^2$), численные значения которого приведены ниже в табл. 3.

Таблица 3
Значения коэффициента C_k для основных видов электрических проводов и кабелей промышленных электроэнергетических цепей при действии тока КЗ [3]

№	Наименование провода (кабеля) и шины	C_k , $A \cdot c^{1/2} / \text{мм}^2$
1	Провода (шины) медные неизолированные	170
2	Провода (шины) алюминиевые неизолированные	90
3	Кабели (изолированные провода) с ПВХ и Р изоляцией и медными жилами	120
4	Кабели (изолированные провода) с ПВХ и Р изоляцией и алюминиевыми жилами	75
5	Кабели (изолированные провода) с ПЭТ изоляцией и медными жилами	103
6	Кабели (изолированные провода) с ПЭТ изоляцией и алюминиевыми жилами	65

Принимая во внимание то, что АВП импульсных токов $i_p(t)$, используемых в области ВСИТ, обычно не соответствуют АВП тока КЗ в промышленной элек-

трической сети, применение (1) и данных табл. 3 для расчетного определения сечений S_C электрических проводов (кабелей) в цепях ВСИТ является принципиально невозможным техническим путем. В этой связи приближенный расчет сечений S_C электрических проводов и кабелей ВСИТ для различных АВП протекающего по ним импульсного тока $i_p(t)$ является актуальной прикладной научно-технической задачей.

Целью статьи является выполнение расчетного выбора сечений S_C электрических проводов и кабелей в цепях устройств ВСИТ, характеризующихся протеканием импульсного тока $i_p(t)$ с различными АВП.

1. Постановка задачи. Рассмотрим широко используемые в электрических цепях ВСИТ неизолированные медные и алюминиевые провода, а также изолированные провода и кабели с медными (алюминиевыми) внутренними жилами и наружными оболочками, имеющие ПВХ, Р и ПЭТ изоляцию [1, 2]. Принимаем, что по круглым сплошным или расщепленным медным (алюминиевым) жилам и оболочкам указанных проводов и кабелей электрических цепей ВСИТ в их продольном направлении протекают импульсные токи $i_p(t)$, АВП которых соответствуют нано-, микро- или миллисекундному временным диапазонам с амплитудами I_{mp} , изменяющимися в широком диапазоне от 0,1 кА до 1 МА. Полагаем, что исследуемые провода и кабели размещены в окружающей воздушной среде, температура которой составляет $\theta_0 = 20$ °С. Используем допущение о том, что в первом приближении импульсный ток $i_p(t)$ практически равномерно распределен по поперечному сечению S_{Ci} жилы ($i=1$) и оболочки ($i=2$) провода (кабеля). Одним из обоснований такого допущения является то, что, например, для импульса тока короткого грозового разряда временной формы $\tau_f/\tau_p = 10$ мкс/350 мкс (τ_f, τ_p – соответственно длительность фронта на уровне $(0,1-0,9)I_{mp}$ и длительность импульса тока на уровне $0,5I_{mp}$) глубина проникновения Δ_i азимутального магнитного поля указанного тока искусственной молнии в исследуемые неферромагнитные материалы провода (кабеля) составляет для меди примерно 0,65 мм и для алюминия – 0,82 мм [4]. Эти численные значения величины Δ_i на практике могут быть соизмеримы с реальными радиусами жилы и толщинами стенки оболочки провода (кабеля). Для импульсов тока $i_p(t)$, относящихся к миллисекундному временному диапазону (как для токов КЗ в цепях энергообъектов), использование подобного допущения при расчетах сечений S_{Ci} проводов (кабелей) становится еще более правомерным. Воспользуемся условием адиабатического характера протекающих при временах действия импульсного тока $i_p(t)$ не более 1000 мс в материалах жил (оболочек) исследуемой КПП электротермических процессов, при котором влиянием теплоотдачи с поверхностей их токонесущих частей, имеющих текущую температуру $\theta_{Ci} \geq \theta_0$, и теплопроводности их электропроводящих материалов и изоляции на Джоулев нагрев токонесущих частей жил (оболочек) проводов (кабелей) пренебрегаем. Считаем, что термическая стойкость проводов (кабелей) электрических цепей ВСИТ при воздействии на них импульсного тока $i_p(t)$ лимитируется их предельно допустимой кратковременной

Основные теплофизические характеристики материала токонесущих жил (оболочек) электрических неизолированных проводов и изолированных проводов и кабелей силовых цепей ВСИТ при $\theta_0=20\text{ }^\circ\text{C}$ [2, 6]

Материал жилы (оболочки) провода (кабеля)	Значения γ_{0i} , $10^7 \cdot (\text{Ом} \cdot \text{м})^{-1}$	Значения c_{0i} , $10^6 \cdot \text{Дж}/(\text{м}^3 \cdot \text{}^\circ\text{C})$	Значения β_{0i} , $10^{-9} \cdot \text{м}^3/\text{Дж}$
Медь	5,81	3,92	1,31
Алюминий	3,61	2,70	2,14

Что касается расчетного определения в (2) интеграла действия J_{Cil} импульсного тока $i_p(t)$ с произвольными АВП, то для случая его изменения во времени t по аperiodическому закону вида

$$i_p(t) = k_{p1} I_{mp} [\exp(-\alpha_1 t) - \exp(-\alpha_2 t)], \quad (5)$$

где $\alpha_1 \approx 0,76/\tau_p$, $\alpha_2 \approx 2,37/\tau_f$ – соответственно коэффициенты формы аperiodического импульса тока с заданными АВП, протекающего в электрической цепи ВСИТ; $k_{p1} = [(a_1/a_2)^m - (a_1/a_2)^n]^{-1}$ – нормирующий коэффициент; $m = a_1/(a_2 - a_1)$; $n = a_2/(a_2 - a_1)$; расчетное выражение для интеграла действия J_{Cil} протекающего в цепи ВСИТ импульса тока $i_p(t)$ принимает следующий удобный аналитический вид [7]:

$$J_{Cil} \approx k_{p1}^2 I_{mp}^2 [0,658\tau_p - 0,633\tau_f], \quad (6)$$

где τ_f , τ_p – соответственно длительность фронта и длительность полуспада импульса тока $i_p(t)$.

В случае изменения во времени t воздействующего на материалы провода (кабеля) ВСИТ импульсного тока $i_p(t)$ по закону затухающей синусоиды вида

$$i_p(t) = k_{p2} I_{mp1} \exp(-\delta t) \sin(\omega t), \quad (7)$$

где $\delta = \Delta_p/T_p$ – коэффициент затухания тока; $\omega = 2\pi/T_p$ – круговая частота колебаний тока; T_p – период колебаний тока; $\Delta_p = \ln(I_{mp1}/I_{mp3})$ – логарифмический декремент колебаний импульсного тока с первой I_{mp1} и третьей I_{mp3} амплитудами в цепи ВСИТ; $k_{p2} = [\exp(-\Delta_p/2\pi \cdot \text{arcctg} \Delta_p/2\pi) \cdot \sin(\text{arcctg} \Delta_p/2\pi)]^{-1}$ – нормирующий коэффициент для затухающего синусоидального тока; расчетное выражение для интеграла действия J_{Cil} протекающего в цепи ВСИТ импульса тока $i_p(t)$ принимает следующий простой аналитический вид [5]:

$$J_{Cil} \approx k_{p2}^2 I_{mp1}^2 [T_p (4\Delta_p)^{-1} - \Delta_p T_p (4\Delta_p^2 + 16\pi^2)^{-1}]. \quad (8)$$

Из (4) видно, что при $\theta_l = \theta_0 = 20\text{ }^\circ\text{C}$ (провода и кабели обесточены) значение интеграла тока $J_{Cil} = 0$, что будет приводить по (2) к уменьшению сечения S_{Cil} .

Зная из нормативных документов или экспериментальных данных численные значения величин I_{mp} , τ_f , τ_p , Δ_p , T_p , с учетом оценки значений нормирующих коэффициентов k_{p1} и k_{p2} по (2)-(8) для указанных временных форм изменения импульсного тока $i_p(t)$ могут быть в приближенном виде (с погрешностью до 5 %) рассчитаны предельно допустимые сечения S_{Cil} токопроводящих жил (оболочек) проводов и кабелей, применяемых в электрических цепях ВСИТ. Найдя значения сечений S_{Cil} , с учетом принятых допущений могут быть в первом приближении из соотношения вида $\delta_{Cil} \approx I_{mp}/S_{Cil}$ определены и предельно допустимые плотности импульсного тока $i_p(t)$ той или иной формы в электрических проводах (кабелях) цепей ВСИТ.

температурой нагрева θ_{Cis} , зависящей от степени снижения механической прочности материала жилы (оболочки) и тепловых условий работы изоляции КПП в режиме ее кратковременного нагрева импульсом тока нано-, микро- или миллисекундной длительности, протекающим по их токонесущим частям. Как и в [4] принимаем, что значение температуры θ_{Cis} соответствует известной из [3] предельно допустимой кратковременной температуре θ_{IS} нагрева проводов и кабелей токами КЗ промышленной частоты (см. табл. 1). Тогда в соответствии с данными табл. 1 для неизолированных медных (алюминиевых) проводов цепей ВСИТ значение θ_{Cis} будет составлять примерно $250\text{ }^\circ\text{C}$ ($200\text{ }^\circ\text{C}$), для их изолированных проводов (кабелей) с медными и алюминиевыми жилами (оболочками) и ПВХ (Р) изоляцией – $\theta_{Cis} \approx 150\text{ }^\circ\text{C}$, а для их КПП с указанными жилами (оболочками) и ПЭТ изоляцией – $\theta_{Cis} \approx 120\text{ }^\circ\text{C}$. Требуется расчетным путем в приближенном виде определить предельно допустимые сечения S_{Cil} токонесущих частей для неизолированных медных (алюминиевых) проводов, а также для изолированных проводов и кабелей с медными (алюминиевыми) жилами (оболочками) и ПВХ (Р), ПЭТ изоляцией, используемых в цепях ВСИТ и испытывающих прямое воздействие аксиального импульсного тока $i_p(t)$ различных амплитуд I_{mp} в нано-, микро- и миллисекундном временных диапазонах.

2. Обобщенный подход к выбору сечений S_{Cil} электрических проводов (кабелей) в области ВСИТ. Для предельно допустимых сечений S_{Cil} токонесущих жил (оболочек) рассматриваемых электрических проводов и кабелей с аксиальным импульсным током $i_p(t)$ произвольных АВП из уравнения их теплового баланса в адиабатическом режиме следует следующее приближенное расчетное соотношение [5]:

$$S_{Cil} = (J_{Cil})^{1/2} / C_l, \quad (2)$$

где $J_{Cil} = \int_0^{\tau_p} i_p^2(t) dt$ – интеграл действия импульсного

тока $i_p(t)$ с длительностью протекания τ_p и заданными АВП, $\text{А}^2 \cdot \text{с}$; $C_l = (J_{CIS} - J_{CII})^{1/2}$, $\text{А} \cdot \text{с}^{1/2}/\text{м}^2$; J_{CIS} , J_{CII} – соответственно интегралы тока для токонесущих жил (оболочек) исследуемых электрических проводов и кабелей силовых цепей ВСИТ, предельно допустимая кратковременная и длительно допустимая температуры нагрева материала которых соответствуют значениям θ_{IS} (см. табл. 1) и θ_{II} (см. табл. 2), $\text{А}^2 \cdot \text{с}/\text{м}^4$.

Для нахождения численных значений входящих в (2) интегралов тока J_{CIS} и J_{CII} могут быть использованы следующие аналитические выражения [2, 5]:

$$J_{CIS} = \gamma_{0i} \beta_{0i}^{-1} \ln [c_{0i} \beta_{0i} (\theta_{IS} - \theta_0) + 1]; \quad (3)$$

$$J_{CII} = \gamma_{0i} \beta_{0i}^{-1} \ln [c_{0i} \beta_{0i} (\theta_{II} - \theta_0) + 1], \quad (4)$$

где γ_{0i} , c_{0i} , β_{0i} – соответственно удельная электропроводность, удельная объемная теплоемкость и тепловой коэффициент удельной электропроводности материала жилы (оболочки) провода (кабеля) исследуемой электрической цепи ВСИТ до воздействия на них импульсного тока $i_p(t)$ с произвольными АВП.

В табл. 4 приведены численные значения величин γ_{0i} , c_{0i} и β_{0i} при температуре, равной $\theta_0 = 20\text{ }^\circ\text{C}$ [2, 6].

3. Выбор сечений S_{CII} электрических проводов (кабелей) для наносекундных импульсов тока в области ВСИТ. Вначале остановимся на выборе сечений S_{CII} рассматриваемых проводов (кабелей), по медным (алюминиевым) жилам (оболочкам) которых при условиях $J_{CII}=0$ или $J_{CII}\neq 0$ протекает аксиальный аperiодический импульс тока временной формы $\tau_f/\tau_p=5$ нс/200 нс [8]. Заметим, что в свое время данный наносекундный импульс тока $i_p(t)$ обеих полярностей применялся при имитации в разрядных цепях ВСИТ с необходимыми воздушными системами полеобразования и соответственно в их рабочих воздушных объемах с испытываемыми техническими объектами различных габаритных размеров мощного электромагнитного импульса (ЭМИ) высотного ядерного взрыва (ВЯВ) [9, 10]. Из (5) находим, что для данного расчетного случая коэффициенты формы α_1 и α_2 импульса тока $i_p(t)$ принимают следующие численные значения: $\alpha_1\approx 3,8\cdot 10^6$ с⁻¹; $\alpha_2\approx 4,7\cdot 10^8$ с⁻¹. При этом для этого импульса тока нормирующий коэффициент k_{p1} оказывается примерно равным $k_{p1}\approx 1,049$. В табл. 5 по (6) представлены численные значения интеграла действия J_{CIA} для ряда значений амплитуды I_{mp} рассматриваемого мощного наносекундного импульса тока временной формы 5 нс/200 нс, использовавшегося при испытаниях технических объектов военного и гражданского назначения на стойкость к ЭМИ ВЯВ [9, 10].

Таблица 5

Значения интеграла действия J_{CIA} для наносекундного аperiодического импульса тока формы 5 нс/200 нс

Значение амплитуды I_{mp} импульса тока временной формы 5 нс/200 нс, кА	Значение интеграла действия J_{CIA} импульса тока 5 нс/200 нс, А ² ·с
1	0,141
10	14,13
30	$1,27\cdot 10^2$
50	$3,53\cdot 10^2$
70	$6,92\cdot 10^2$
100	$1,41\cdot 10^3$
200	$5,65\cdot 10^3$
500	$3,53\cdot 10^4$
1000	$1,41\cdot 10^5$

В табл. 6 приведены рассчитанные по (2) численные значения коэффициента C_I для неизолированных проводов с медными (алюминиевыми) жилами и изолированных проводов (кабелей) с медными (алюминиевыми) жилами (оболочками) с ПВХ, Р и ПЭТ изоляцией для случаев их предварительной токовой загрузки ($J_{CII}\neq 0$) или полного обесточивания ($J_{CII}=0$).

Сравнение данных табл. 3 и 6 указывает на то, что численные значения коэффициентов C_k и C_I для рассматриваемых проводов и кабелей в случае, когда $J_{CII}\neq 0$ и значение этого интеграла тока определяется из формулы (4), отличаются в пределах от 3 до 8 %. В случае, когда $J_{CII}=0$ (традиционный для ВСИТ случай), эти отличия возрастают и составляют от 9 до 26 %. В табл. 7 на основе (2) и расчетных данных табл. 5 и 6 при $J_{CII}=0$ (провода и кабели в силовой цепи ВСИТ находятся без предварительной токовой загрузки) приведены результаты выбора предельно допустимых сечений S_{CII} для исследуемых проводов (кабелей) в цепях ВСИТ, вдоль которых протекает мощный нано-

секундный импульс тока временной формы 5 нс/200 нс с амплитудой I_{mp} , равной 10, 50, 100 и 500 кА.

Таблица 6

Значения коэффициента C_I для неизолированных проводов, изолированных проводов (кабелей) с медными (алюминиевыми) жилами (оболочками) в цепях ВСИТ с нано-, микро- и миллисекундными импульсами тока

Вид изоляции в проводе (кабеле) силовой цепи ВСИТ	Материал жилы (оболочки) провода (кабеля)	Значения C_I , 10^8 А·с ^{1/2} /м ²	
		$J_{CII}=0$	$J_{CII}\neq 0$
Без изоляции	Медь	1,860	1,563
	Алюминий	1,096	0,880
ПВХ, Р	Медь	1,506	1,160
	Алюминий	0,972	0,745
ПЭТ	Медь	1,355	0,957
	Алюминий	0,877	0,616

Таблица 7

Значения предельно допустимых сечений S_{CII} для проводов (кабелей) с медными (алюминиевыми) жилами (оболочками) в цепях ВСИТ с наносекундным импульсом тока формы 5 нс/200 нс, амплитуда которого изменяется в широком диапазоне от 10 кА до 500 кА

Вид изоляции в проводе (кабеле) силовой цепи ВСИТ	Материал жилы (оболочки) провода (кабеля)	Значения сечения S_{CII} , мм ²			
		Амплитуда I_{mp} импульса тока 5 нс/200 нс, кА			
		10	50	100	500
Без изоляции	Медь	0,020	0,101	0,202	1,010
	Алюминий	0,034	0,171	0,342	1,714
ПВХ, Р	Медь	0,025	0,125	0,250	1,250
	Алюминий	0,039	0,193	0,386	1,933
ПЭТ	Медь	0,028	0,138	0,278	1,386
	Алюминий	0,043	0,214	0,428	2,142

Из данных табл. 7 вытекает, что оценочная предельно допустимая плотность $\delta_{CII}\approx I_{mp}/S_{CII}$ наносекундного импульса тока формы 5 нс/200 нс для неизолированных проводов с медными и алюминиевыми жилами составляет примерно 495 кА/мм² и 293 кА/мм², а для кабелей с медными (алюминиевыми) жилами (оболочками) и ПЭТ изоляцией – 361 (233) кА/мм².

4. Выбор сечений S_{CII} электрических проводов (кабелей) для микросекундных импульсов тока в области ВСИТ. На рис. 1 приведена типичная осциллограмма импульсной А-компоненты тока искусственной молнии, воспроизводимой в разрядной цепи мощного генератора тока молнии (ГТМ) для испытаний объектов авиационной и ракетно-космической техники на молниестойкость по требованиям нормативных документов США SAE ARP 5412: 2013 [11] и SAE ARP 5416: 2013 [12]. Видно, что указанная компонента импульсного тока $i_p(t)$ имитируемой в лабораторных условиях молнии во времени t изменяется по закону затухающей синусоиды. Осуществим выбор сечений S_{CII} проводов и кабелей для разрядной цепи ГТМ применительно к данному импульсу тока $i_p(t)$.

Из экспериментальных данных, представленных на рис. 1, находим, что для используемого в расчетах сечений S_{CII} биполярного колебательного импульса тока $\Delta_p=\ln(I_{mp1}/I_{mp3})=2,505$. Тогда по (7) для этого тока

коэффициент $k_{p2}=1,731$. В табл. 8 приведены рассчитанные по (8) численные значения интеграла действия J_{CIA} для данного микросекундного импульса тока [13], изменяющегося по закону затухающей синусоиды.

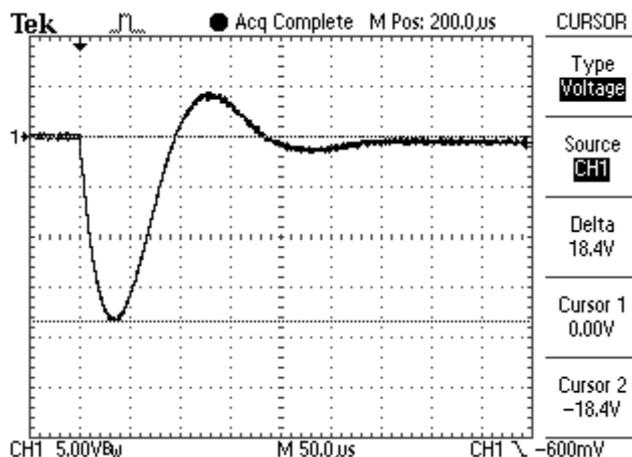


Рис. 1. Типичная осциллограмма микросекундной импульсной A-компоненты тока искусственной молнии, протекающей в разрядной цепи высоковольтного ГТМ ($I_{mp1} \approx 207$ кА; $I_{mp3} \approx 16,9$ кА; $T_p \approx 185$ мкс; масштаб по вертикали – 56,3 кА/деление; масштаб по горизонтали – 50 мкс/деление) [13]

Таблица 8

Значения интеграла действия J_{CIA} для импульса тока $i_p(t)$, изменяющегося в микросекундном временном диапазоне по закону затухающей синусоиды вида (7)

Значение первой амплитуды I_{mp1} затухающего синусоидального импульса тока, кА	Значение интеграла действия J_{CIA} импульса тока вида (7), А ² ·с
10	$4,77 \cdot 10^3$
30	$4,29 \cdot 10^4$
50	$1,19 \cdot 10^5$
70	$2,34 \cdot 10^5$
100	$4,77 \cdot 10^5$
207	$2,05 \cdot 10^6$
300	$4,29 \cdot 10^6$
500	$11,92 \cdot 10^6$
700	$23,4 \cdot 10^6$
1000	$47,7 \cdot 10^6$

Воспользовавшись расчетными данными для коэффициента C_b , приведенными в табл. 6, (2) и сведенными в табл. 8 результатами определения интеграла действия J_{CIA} , находим предельно допустимые сечения S_{Cil} для исследуемых проводов (кабелей) в цепях ВСИТ, в которых протекает микросекундный импульс тока вида (7) с АВП, соответствующими данным, характерным для рис. 1. В табл. 9 при $J_{Cil}=0$ представлены результаты такого определения предельно допустимых сечений S_{Cil} для рассматриваемых проводов и кабелей, применяемых в разрядных цепях ВСИТ.

Из приведенных в табл. 9 расчетных данных следует, что оценочная предельно допустимая плотность $\delta_{Cil} \approx I_{mp1}/S_{Cil}$ микросекундного импульсного тока $i_p(t)$ с АВП, соответствующими данным рис. 1, для неизолированных проводов с медными и алюминиевыми жилами составляет примерно 26 кА/мм² и 15 кА/мм², а для кабелей с медными (алюминиевыми) жилами (оболочками) и ПЭТ изоляцией – 19 (12) кА/мм².

Таблица 9

Значения предельно допустимых сечений S_{Cil} для проводов (кабелей) с медными (алюминиевыми) жилами (оболочками) в цепях ВСИТ с микросекундным импульсом тока вида (7), первая амплитуда I_{mp1} которого изменяется в широком диапазоне от 30 кА до 207 кА

Вид изоляции в проводе (кабеле) силовой цепи ВСИТ	Материал жилы (оболочки) провода (кабеля)	Значения сечения S_{Cil} , мм ²			
		Первая амплитуда I_{mp1} импульса тока вида (7), кА			
		30	50	100	207
Без изоляции	Медь	1,113	1,854	3,713	7,698
	Алюминий	1,889	3,147	6,301	13,06
ПВХ, Р	Медь	1,375	2,290	4,586	9,507
	Алюминий	2,131	3,549	7,105	14,73
ПЭТ	Медь	1,528	2,546	5,097	10,57
	Алюминий	2,362	3,933	7,875	16,32

5. Выбор сечений S_{Cil} электрических проводов (кабелей) для миллисекундных импульсов тока в области ВСИТ. На рис. 2 показана типичная осциллограмма длительной C-компоненты тока искусственной молнии, генерируемой по требованиям [11, 12] в разрядной цепи ГТМ для целей опытного определения молниестойкости объектов аэрокосмической техники в условиях их полета в воздушной атмосфере. Видно, что аperiodический импульс тока $i_p(t)$ отрицательной полярности этой компоненты в составе полного тока искусственного грозового разряда изменяется в миллисекундном временном диапазоне. Его амплитуда I_{mp} , которой соответствует время $t_{mp} \approx 11$ мс, составляет около 835 А. При этом длительность фронта испытательного токового импульса составляет примерно $\tau \approx 7$ мс, а его длительность на уровне $0,5I_{mp} - \tau_p \approx 160$ мс. Полная длительность протекания указанной компоненты импульса тока искусственной молнии в токопроводах разрядной цепи мощного высоковольтного ГТМ по требованиям [11, 12] достигает около 1000 мс. На основании предлагаемого электротехнического подхода выполним выбор сечений S_{Cil} проводов (кабелей) для разрядной цепи ГТМ, участвующей в генерировании указанного импульса тока $i_p(t)$.

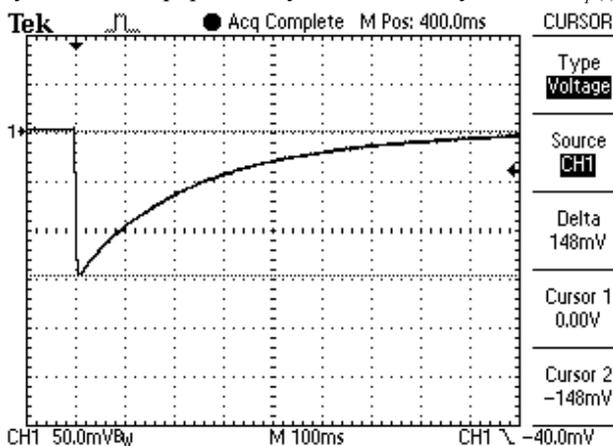


Рис. 2. Типичная осциллограмма миллисекундной длительной C-компоненты тока искусственной молнии, протекающей в разрядной цепи мощного высоковольтного ГТМ ($I_{mp} \approx 835$ А; $\tau \approx 7$ мс; $\tau_p \approx 160$ мс; масштаб по вертикали – 282 А/деление; масштаб по горизонтали – 100 мс/деление) [13]

Из (5) при $\tau \approx 7$ мс и $\tau_p \approx 160$ мс находим, что $\alpha_1 \approx 4,75$ с⁻¹, а $\alpha_2 \approx 3,38 \cdot 10^2$ с⁻¹. Тогда нормирующий коэффициент k_{p1} принимает численное значение, равное примерно

$k_{p1} \approx 1,077$. Используя (5) и варьируя значением токовой амплитуды I_{mp} , можно рассчитать численные показатели интеграла действия J_{CIA} для рассматриваемого миллисекундного импульса тока $i_p(t)$. В табл. 10 приведены численные значения величины J_{CIA} для ряда амплитуд I_{mp} данного импульсного тока $i_p(t)$.

Таблица 10

Значения интеграла действия J_{CIA} для униполярного импульса тока $i_p(t)$, изменяющегося в миллисекундном временном диапазоне по аperiodическому закону

Значение амплитуды I_{mp} униполярного миллисекундного аperiodического импульса тока 7 мс/160 мс, А	Значение интеграла действия J_{CIA} миллисекундного импульса тока 7 мс/160 мс, А ² ·с
100	$1,17 \cdot 10^3$
200	$4,68 \cdot 10^3$
300	$1,05 \cdot 10^4$
500	$2,92 \cdot 10^4$
700	$5,73 \cdot 10^4$
835	$8,15 \cdot 10^4$
1000	$1,17 \cdot 10^5$

Далее, принимая, что $J_{CII}=0$ (провода и кабели в разрядной цепи ВСИТ предварительно обесточены), воспользуемся результатами приближенного расчета коэффициента C_b , сведенными в табл. 6. С учетом этих численных значений C_l и данных табл. 10 по (2) в принятом приближении можно найти предельно допустимые сечения S_{CII} для неизолированных и изолированных проводов и кабелей с медными (алюминиевыми) жилами (оболочками) с ПВХ, Р и ПЭТ изоляцией, испытывающих воздействие аксиального миллисекундного аperiodического импульса тока $i_p(t)$, АВП которого соответствуют данным рис. 2. В табл. 11 приведены численные значения предельно допустимых сечений S_{CII} для указанных проводов (кабелей) с миллисекундным аperiodическим импульсом тока $i_p(t)$, найденных описанным выше путем. Исходя из соотношения вида $\delta_{CII} \approx I_{mp}/S_{CII}$, данные табл. 11 позволяют оценить численные значения предельно допустимых плотностей δ_{CII} в проводах (кабелях), по которым в продольном направлении протекает миллисекундный аperiodический импульс тока $i_p(t)$ с амплитудой I_{mp} , изменяющейся в диапазоне (100-1000) А.

Таблица 11

Значения предельно допустимых сечений S_{CII} для неизолированных проводов и изолированных проводов (кабелей) с медными (алюминиевыми) жилами (оболочками) в цепях ВСИТ с миллисекундным аperiodическим импульсом тока 7 мс/160 мс, амплитуда I_{mp} которого изменяется в диапазоне от 100 А до 1000 А

Вид изоляции в проводе (кабеле) силовой цепи ВСИТ	Материал жилы (оболочки) провода (кабеля)	Значения сечения S_{CII} , мм ²			
		Амплитуда I_{mp} импульса тока 7 мс/160 мс, А			
		100	500	835	1000
Без изоляции	Медь	0,184	0,919	1,535	1,839
	Алюминий	0,312	1,559	2,605	3,121
ПВХ, Р	Медь	0,227	1,135	1,896	2,271
	Алюминий	0,352	1,758	2,937	3,519
ПЭТ	Медь	0,252	1,261	2,107	2,524
	Алюминий	0,390	1,948	3,255	3,900

Из приведенных в табл. 11 данных следует, что оценочная предельно допустимая плотность δ_{CII} мил-

лисекундного аperiodического импульса тока $i_p(t)$ с АВП, соответствующими данным рис. 2, для неизолированных проводов с медными и алюминиевыми жилами составляет примерно 543 А/мм² и 320 А/мм², а для кабелей с медными (алюминиевыми) жилами (оболочками) и ПЭТ изоляцией – 396 (256) А/мм².

Результаты экспериментальных исследований в разрядных цепях ВСИТ с импульсными токами $i_p(t)$ микро- и миллисекундной длительности электротермической стойкости опытных образцов неизолированных проводов, изолированных проводов и кабелей с медными жилами (оболочками) с ПВХ и ПЭТ изоляцией, представленные автором в [5, 13], подтверждают правомерность основных расчетных данных по выбору сечений S_{CII} , приведенных в табл. 9 и 11.

Выводы.

1. Представленный обобщенный электротехнический подход позволяет по условию термической стойкости КПП осуществлять приближенный расчетный выбор предельно допустимых поперечных сечений S_{CII} неизолированных проводов, изолированных проводов и кабелей с медными (алюминиевыми) жилами (оболочками) с ПВХ, Р и ПЭТ изоляцией, токонесящие части которых испытывают воздействие аксиального импульса тока $i_p(t)$, АВП которого с различными амплитудами I_{mp} могут изменяться в нано-, микро- и миллисекундном временных диапазонах.

2. На примерах изменения во времени t протекающего по указанным проводам (кабелях) импульсного тока $i_p(t)$ по аperiodическому закону или закону затухающей синусоиды продемонстрированы возможности предложенного электротехнического подхода по конкретному выбору предельно допустимых сечений S_{CII} для рассмотренных видов неизолированных проводов, изолированных проводов и кабелей, широко применяемых в разрядных цепях ВСИТ.

3. Показано, что в первом приближении предельно допустимые плотности $\delta_{CII} \approx I_{mp}/S_{CII}$ рассмотренных временных форм импульсного тока $i_p(t)$ в медных (алюминиевых) жилах неизолированных проводов для наносекундного диапазона численно составляют около 495 (293) кА/мм², для микросекундного диапазона – 26 (15) кА/мм² и для миллисекундного диапазона – 543 (320) А/мм². Для изолированных проводов (кабелей) с медными (алюминиевыми) жилами (оболочками) и ПЭТ изоляцией численные значения предельно допустимых плотностей δ_{CII} рассмотренных импульсных токов $i_p(t)$ для наносекундного диапазона составляют около 361 (233) кА/мм², для микросекундного диапазона – 19 (12) кА/мм² и для миллисекундного диапазона – 396 (256) А/мм².

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Месяц Г.А. Импульсная энергетика и электроника. – М.: Наука, 2004. – 704 с.
2. Баранов М.И. Избранные вопросы электрофизики: Монография. Том 3: Теория и практика электрофизических задач. – Харьков: Точка, 2014. – 400 с.
3. Электротехнический справочник. Производство и распределение электрической энергии. Том 3, Кн. 1 / Под общей ред. И.Н. Орлова и др. – М.: Энергоатомиздат, 1988. – 880 с.
4. Baranov M.I., Rudakov S.V. Electrothermal action of the pulse of the current of a short artificial-lightning stroke on test specimens of wires and cables of electric power objects // Journal of Engineering Physics and Thermophysics. – 2018. – vol.91. – no.2. – pp. 544-555. doi: 10.1007/s10891-018-1775-2.
5. Баранов М.И., Кравченко В.И. Электротермическая стойкость проводов и кабелей летательного аппарата к по-

ражающему действию импульсного тока молнии // Электротехника. – 2013. – №10. – С. 7-15.

6. Кнопфель Г. Сверхсильные импульсные магнитные поля. – М.: Мир, 1972. – 391 с.

7. Baranov M.I., Kniaziev V.V., Rudakov S.V. Calculation and experimental estimation of results of electro-thermal action of rationed by the international standard IEC 62305-1-2010 impulse current of short blow of artificial lightning on the thin-walled coverage from stainless steel. *Electrical engineering & electromechanics*, 2017, no.1, pp. 31-38. (Rus). doi: 10.20998/2074-272X.2017.1.06.

8. Баранов М.И. Избранные вопросы электрофизики: Монография в 2-х томах. Том 2, Кн. 1: Теория электрофизических эффектов и задач. – Х.: НТУ «ХПИ», 2009. – 384 с.

9. Рикетс Л.У., Бриджес Дж.Э., Майлетта Дж. Электромагнитный импульс и методы защиты / Пер. с англ. под ред. Н.А. Ухина. – М.: Атомиздат, 1979. – 328 с.

10. Мырова Л.О., Чепиженко А.З. Обеспечение стойкости аппаратуры связи к ионизирующим и электромагнитным излучениям. – М.: Радио и связь, 1988. – 296 с.

11. SAE ARP 5412: 2013. Aircraft Lightning Environment and Related Test Waveforms. SAE Aerospace. USA, 2013. – pp. 1-56.

12. SAE ARP 5416: 2013. Aircraft Lightning Test Methods. SAE Aerospace. USA, 2013. – pp. 1-145.

13. Баранов М.И., Кравченко В.И., Носенко М.А. Экспериментальные исследования электротермической стойкости металлических элементов летательного аппарата к прямому воздействию тока искусственной молнии. Часть 2: Стойкость медных проводов и кабелей // Электротехника і електромеханіка. – 2011. – №2. – С. 46-55. doi: 10.20998/2074-272X.2011.2.11.

REFERENCES

1. Mesiats G.A. *Impul'snaia energetika i elektronika* [Pulsed power and electronics]. Moscow, Nauka Publ., 2004. 704 p. (Rus).

2. Baranov M.I. *Izbrannye voprosy elektrofiziki. Tom 3: Teoriya i praktika elektrofizicheskikh zadach* [Selected topics of Electrophysics. Vol. 3: Theory and practice of electrophysics tasks]. Kharkiv, Tochka Publ., 2014. 400 p. (Rus).

3. Orlov I.N. *Elektrotehnicheskij spravocnik. Proizvodstvo i raspredelenie elektricheskoy energii. Tom 3, Kn. 1* [Electrical engineering handbook. Production and distribution of electric energy. Vol. 3, Book 1. Ed. I.N. Orlov]. Moscow, Energoatomizdat Publ., 1988. 880 p. (Rus).

4. Baranov M.I., Rudakov S.V. Electrothermal action of the pulse of the current of a short artificial-lightning stroke on test specimens of wires and cables of electric power objects. *Journal of Engineering Physics and Thermophysics*, 2018, vol.91, no.2, pp. 544-555. doi: 10.1007/s10891-018-1775-2.

5. Baranov M.I., Kravchenko V.I. Electrothermal resistance wire and cable to the aircraft to the striking action pulsed current lightning. *Elektrichestvo*, 2013, no.10, pp. 7-15. (Rus).

6. Knopfel' G. *Sverksil'nye impul'snye magnitnye polia* [Ultra strong pulsed magnetic fields]. Moscow, Mir Publ., 1972. 391 p. (Rus).

7. Baranov M.I., Kniaziev V.V., Rudakov S.V. Calculation and experimental estimation of results of electro-thermal action of rationed by the international standard IEC 62305-1-2010 impulse current of short blow of artificial lightning on the thin-walled coverage from stainless steel. *Electrical engineering & electromechanics*, 2017, no.1, pp. 31-38. (Rus). doi: 10.20998/2074-272X.2017.1.06.

8. Baranov M.I. *Izbrannye voprosy elektrofiziki: Monografiya v 2-h tomah. Tom 2, Kn. 1: Teoriya elektrofizicheskikh effektiv i zadach* [Selected topics of Electrophysics: Monograph in 2 vols. Vol. 2, book. 1: Theory of electrophysics effects and tasks]. Kharkov, NTU «KhPI» Publ., 2009. 384 p. (Rus).

9. Ricketts L.U., Bridges J.E., Mayletta J. *Elektromagnitnij impul's i metody zashchity* [Electromagnetic pulse and methods of protection]. Moscow, Atomizdat Publ., 1979. 328 p. (Rus).

10. Мырова Л.О., Чепиженко А.З. *Obespechenie stojkosti apparatury svyazi k ioniziruyushchim i elektromagnitnym izlucheniyam* [Ensuring stability of communications equipment to the ionizing and electromagnetic of radiations]. Moscow, Radio and Communications Publ., 1988. 296 p. (Rus).

11. SAE ARP 5412: 2013. Aircraft Lightning Environment and Related Test Waveforms. SAE Aerospace. USA, 2013. – pp. 1-56.

12. SAE ARP 5416: 2013. Aircraft Lightning Test Methods. SAE Aerospace. USA, 2013. – pp. 1-145.

13. Baranov M.I., Kravchenko V.I., Nosenko M.A. Experimental research into electrothermal stability of aircraft metallic elements against direct action of artificial lightning current. Part 2: stability of copper wires and cables. *Electrical Engineering & Electromechanics*, 2011, no.2, pp. 46-55. (Rus). doi: 10.20998/2074-272X.2011.2.11.

Поступила (received) 07.08.2018

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.

A choice of sections of electric wires and cables in circuits of devices of high-voltage high-current impulse technique.

Purpose. Implementation of calculation choice of sections of electric wires and cables in circuits of devices of high-voltage high-current impulse technique (HHIT), characterized flowing of pulsed current $i_p(t)$ with different amplitude-temporal parameters (ATP).

Methodology. Electrophysics bases of technique of high-voltage and high pulsed currents, theoretical bases of the electrical engineering, bases of electrical power engineering, technique of high electric and magnetic fields, and also measuring technique. **Results.**

The results of the developed generalized electrical engineering investigations are resulted in a calculation choice on the condition

of thermal resistibility of cable products of boundary permissible sections S_{Cil} of the electric uninsulated wires, and also insulated wires and cables with copper (aluminum) cores (shells) with polyvinyl chloride (PVC), rubber (R) and polyethylene (PET) insulation,

on which in the circuits of HHIT the axial-flow of pulsed current $i_p(t)$ flows with arbitrary ATP. On the basis of this approach the results of concrete choice of sections S_{Cil} are presented for the indicated electric wires (cables) of power circuits of HHIT with pulsed current, ATP of which with amplitudes of $I_{mp}=(0.1-1000)$ kA change

on an aperiodic law or law of damped sinusoid in nano-, micro- and millisecond temporal ranges. The results of calculation estimation present maximum permissible approximations of δ_{Cil} of pulsed current $i_p(t)$ of the examined temporal shapes in the indicated electric wires and cables of power circuits of HHIT. It is shown that the values of current approximations of δ_{Cil} for the uninsulated copper (aluminum) wires in the nanosecond temporal range of ATP of pulsed currents $i_p(t)$ are about 495 (293) kA/mm², in the microsecond temporal range – 26 (15) kA/mm² and in a millisecond temporal range – 543 (320) A/mm². By a calculation it is set that for the insulated wires (cables) with copper (aluminum) cores (shells) and PET with insulation the indicated current approximation of δ_{Cil} is approximately: for the nanosecond range – 361 (233) kA/mm²; for the microsecond range – 19 (12) kA/mm²; for the millisecond range – 396 (256) A/mm². **Originality.** Firstly by a calculation for the concrete temporal shapes of pulses of current $i_p(t)$ in the discharge circuits of HHIT, changing in the wide range of the amplitudes I_{mp} on an aperiodic law or law of damped sinusoid, the numeral values of cross-sections S_{Cil} and current approximations of δ_{Cil} are obtained for the uninsulated wires, insulated wires and cables with copper (aluminum) cores (shells) with PVC, R and PET insulation.

Practical value. Application in practice of model tests of objects of electrical power engineering, aviation and space-rocket technique on resistibility to direct action of pulsed currents $i_p(t)$ with different ATP of natural (currents of lightning) and artificial (discharge currents of HHIT) origin to increase electro-thermal resistibility of the electric uninsulated wires, and also the insulated wires and cables with PVC, R and PET insulation of HHIT widely applied in power circuits. References 13, tables 11, figures 2.

Key words: high-voltage high-current impulse technique, electric wires and cables, calculation choice of boundary permissible sections of wires and cables in the circuit of impulse technique.

А.В. Беспрозванных, А.Н. Бойко, А.В. Рогинский

ВЛИЯНИЕ ДИЭЛЕКТРИЧЕСКОГО БАРЬЕРА НА РАСПРЕДЕЛЕНИЕ ЭЛЕКТРИЧЕСКОГО ПОЛЯ В ВЫСОКОВОЛЬТНОЙ КОМПОЗИТНОЙ ИЗОЛЯЦИИ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ МАШИН

Представлені результати розподілу електричного поля в високовольтній композитній ізоляції на основі запропонованої математичної моделі накопичення поверхневого заряду на межі розділу підложка – бар'єр. В сталому режимі напруженість електричного поля в діелектричному бар'єрі може перевищувати середнє значення на 50 % в залежності від електрофізичних характеристик та товщини компонентів. Показано, що в області початку перехідного процесу на характер розподілу електричного поля впливають відносна діелектрична проникність та товщина діелектричного бар'єру. Експериментальна перевірка виконана для п'яти типорозмірів склослюдинітової стрічки по 5-ть макетів в кожній. Встановлено, що композитна ізоляція з підвищеним вмістом слюдинітового бар'єру і склотканиною меншої товщини має на (8-16) % вищі значення тривалої електричної міцності. Бібл. 9, рис. 5.

Ключові слова: високовольтна композитна ізоляція, діелектричний бар'єр, скловолокниста підложка, міжфазна поляризація, розподіл електричного поля, тривала електрична міцність.

Представлены результаты распределения электрического поля в высоковольтной композитной изоляции на основе предложенной математической модели накопления поверхностного заряда на границе раздела подложка – барьер. В установившемся режиме напряженность электрического поля в диэлектрическом барьере может превышать среднее значение на 50 % в зависимости от электрофизических характеристик и толщины компонентов. Показано, что в области малых времен переходного процесса на характер распределения электрического поля влияют как относительная диэлектрическая проницаемость, так и толщина диэлектрического барьера. Экспериментальная проверка выполнена для пяти типоразмеров стеклослюдобумажной ленты по 5-ть макетов в каждой. Установлено, что композитная изоляция с повышенным содержанием слюдинитового барьера и склотканью меньшей толщины имеет на (8-16) % более высокие значения длительной электрической прочности. Библ. 9, рис. 5.

Ключевые слова: высоковольтная композитная изоляция, диэлектрический барьер, стекловолокнистая подложка, межфазная поляризация, распределение электрического поля, длительная электрическая прочность.

Введение. Современные высоковольтные системы композитной изоляции электрических машин состоят из ленточных стеклослюдобумажных материалов (сухих или предварительно пропитанных) [1, 2]. Основной функцией такой изоляции является сохранение длительной электрической прочности в условиях продолжительно действующих тепловых, механических и термомеханических воздействий. Высоковольтная изоляция должна также обладать необходимым уровнем технологичности и достаточно низкой стоимостью при сохранении высоких технико-эксплуатационных характеристик.

Применение в качестве диэлектрического барьера слюдобумаги является экономически выгодным, так как она изготавливается из отходов дефицитной и достаточно дорогой щепаной слюды [1]. По сравнению с материалами на основе щепаной слюды слюдинитовые и слюдопластовые бумаги обладают большей равномерностью по толщине, повышенной и более равномерной электрической прочностью. Сочетание хорошей эластичности и механической прочности позволяют обеспечить получение плотной, монолитной термоактивной изоляции [2]. Плоские слюдяные частицы образуют диэлектрический барьер и, в зависимости от условий, связываются различными пропитывающими составами и подложками. Связующее может быть введено в состав ленты либо заранее, тогда лента называется предварительно пропитанной (Resin Rich), либо вводится в сухие ленты после их обработки в процессе вакуум-нагнетательной пропитки [1].

В качестве связующего используются эпоксидные смолы (диановые, циклоалифатические и эпоксиноволачные), которые имеют высокие механические свойства, хорошую адгезию к различным материалам, достаточную нагревостойкость (класс В и F) и коро-

нотойкость, обладают незначительным коэффициентом усадки (3-5) % [2].

Механическую прочность обеспечивает стеклотканевая подложка, которая является армирующим материалом в такой системе. Также в ней находится большая часть связующего состава в случае пропитанной ленты. Композиционная изоляция, выполненная с применением стекловолокнистых материалов, имеет повышенный предел прочности при растяжении и изгибе. Стекловолокнистые материалы отличаются высокой термической устойчивостью [1, 2].

Электрические характеристики многослойной композитной изоляционной системы определяются как долевым содержанием отдельных компонентов, так и их электрофизическими свойствами.

Постановка проблемы. Реальная межфазная граница раздела подложка – диэлектрический барьер имеет поверхностный слой конечной толщины, в пределах которого термодинамические параметры (концентрация компонентов, давление и температура) испытывают резкие изменения. Поверхностные слои каждой фазы толщиной около 0,5 нм имеют особые свойства, так как находятся в поле действия молекулярных сил соседней фазы (так называемый эффект Ребиндера) [3].

Стремление гетерогенной системы к уменьшению поверхностной энергии вызывает соответствующую ориентацию полярных молекул, ионов и электронов в граничном слое, в результате чего соприкасающиеся фазы приобретают заряды противоположного знака, но равные по значению. На границе раздела подложка – диэлектрический барьер, как на межфазных поверхностях, возникает двойной электрический слой в результате взаимодействия соприкасающихся

© А.В. Беспрозванных, А.Н. Бойко, А.В. Рогинский

фаз из-за избыточной поверхностной энергии [4] с соответствующим электрическим потенциалом, поверхностной плотностью заряда, емкостью [5-7].

Целью статьи является анализ влияния электрофизических характеристик и толщины (долевого содержания) диэлектрического барьера на распределение электрического поля в композитной высоковольтной изоляции электрических машин.

Математическая модель накопления поверхностного заряда на плоской границе раздела двух диэлектриков. Высоковольтная терморезистивная композитная изоляция электрических машин может быть представлена в виде двух слоев диэлектрика: стекловолокнистой подложки (1) с пропиточным составом (3) и слюдобумажной ленты (2) в качестве диэлектрического барьера (рис. 1). Анизотропия свойств слюды в данном случае слабо выражена.

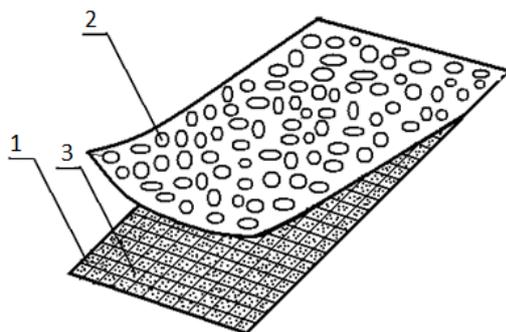


Рис. 1. Схематичное представление трехкомпонентной изоляции двухслойной лентой

Наиболее распространенный подход при моделировании накопления поверхностного заряда на границе раздела двух диэлектрических сред основан на теории Максвелла – Вагнера для межфазной поляризации [8].

Гипотетическая конфигурация границы раздела двух плоских изотропных диэлектриков с электродами представляется конденсатором Максвелла (рис. 2). В такой системе свойства изоляции изменяются в зависимости от ступенчатой функции на границе раздела сред [8].

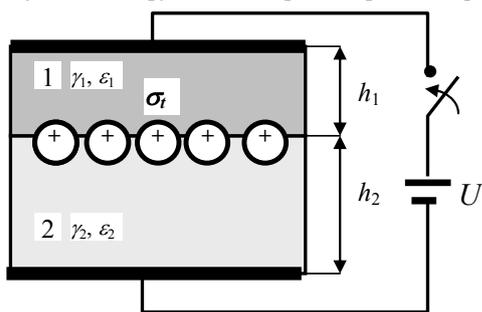


Рис. 2. Представление накопления поверхностных зарядов на границе раздела двух изотропных диэлектриков при включении под постоянное напряжение U

На поверхности раздела диэлектриков диэлектрическая проницаемость ϵ (или вектор поляризации) изменяется скачкообразно [8, 9]. Скачок нормальной составляющей вектора электрического смещения D равен поверхностной плотности σ электрических зарядов. Тангенциальная составляющая вектора напряженности электрического поля непрерывна на любой поверхности раздела сред.

$$D_{2n} - D_{1n} = \sigma, \quad E_{1t} = E_{2t}, \quad (1)$$

где D_{2n}, D_{1n} – нормальные составляющие вектора электрического смещения:

$$D_{2n} = \epsilon_0 \epsilon_2 E_{2n},$$

$D_{1n} = \epsilon_0 \epsilon_1 E_{1n}$, $\epsilon_0 = 8,85 \cdot 10^{-12}$ Ф/м – электрическая постоянная; ϵ_1, ϵ_2 – диэлектрические проницаемости диэлектриков; σ – поверхностная плотность электрических зарядов; E_{1n}, E_{2n} – нормальные, E_{1t}, E_{2t} – тангенциальные составляющие вектора напряженности электрического поля первого и второго диэлектриков соответственно.

В момент включения конденсатора к источнику напряжения U поверхностная плотность σ электрических зарядов равна нулю, в результате в соответствии с (1) напряженность электрического поля в слоях пропорциональна диэлектрической проницаемости [8]

$$E_{1n} \epsilon_1 = E_{2n} \epsilon_2. \quad (2)$$

В следующий момент времени на распределение электрического поля в слоях начинает влиять ток проводимости с соответствующей плотностью J

$$J_1 = \gamma_1 E_1, \quad J_2 = \gamma_2 E_2, \quad (3)$$

где γ_1 и γ_2 – удельные проводимости каждого из диэлектриков, См/м.

Так как плотности токов не равны (электрофизические свойства диэлектриков разные), то на границе раздела диэлектриков накапливается пространственный заряд. Переходный процесс заканчивается при уравнивании токов J_1 и J_2 , а также стабилизации поверхностного заряда на границе раздела диэлектриков. Для установившегося режима напряженность электрического поля в слоях пропорциональна удельной проводимости

$$\gamma_1 E_1 = \gamma_2 E_2. \quad (4)$$

С начального момента и достижения установившегося состояния общий ток в первом и втором диэлектриках одинаков и имеет две составляющие: активную, которая обусловлена током проводимости (током утечки), и реактивную, обусловленная током смещения (током абсорбции). Таким образом, плотность общего тока определяются

$$J = \gamma_1 E_1 + \epsilon_0 \epsilon_1 \frac{dE_1}{dt} = \gamma_2 E_2 + \epsilon_0 \epsilon_2 \frac{dE_2}{dt}. \quad (5)$$

Сумма падения напряжения на каждом из слоев равна приложенному напряжению на постоянном токе

$$E_1 h_1 + E_2 h_2 = U, \quad (6)$$

где h_1, h_2 – толщина диэлектриков.

При объединении (5) и (6) дифференциальное уравнение относительно E_1 имеет вид

$$\frac{dE_1}{dt} \epsilon_0 (\epsilon_1 h_2 + \epsilon_2 h_1) + E_1 (\gamma_1 h_2 + \gamma_2 h_1) = \gamma_2 U, \quad (7)$$

решение которого ищется в виде

$$E_1(t) = A e^{-\left(\frac{\gamma_1 h_2 + \gamma_2 h_1}{\epsilon_0 (\epsilon_1 h_2 + \epsilon_2 h_1)} t\right)} + U \frac{\gamma_2}{(\gamma_1 h_2 + \gamma_2 h_1)}, \quad (8)$$

где A – постоянная интегрирования, которая с учетом начальных условий в момент времени $t = 0$ и (2), (6) определяется как

$$A = U \left(\frac{\epsilon_2}{\epsilon_1 h_2 - \epsilon_2 h_1} - \frac{\gamma_2}{\gamma_1 h_2 + \gamma_2 h_1} \right). \quad (9)$$

После подстановки (9) в (8) напряженность электрического поля в первом слое двухслойного диэлектрика со временем изменяется в соответствии с (10)

$$E_{1t} = U \frac{\gamma_2}{\gamma_1 h_2 + \gamma_2 h_1} + U \frac{h_1 \cdot (\varepsilon_2 \gamma_1 - \varepsilon_1 \gamma_2)}{(\varepsilon_1 h_2 + \varepsilon_2 h_1) \cdot (\gamma_1 h_2 + \gamma_2 h_1)} e^{-t/\tau}, \quad (10)$$

во втором – в соответствии с (11)

$$E_{2t} = U \frac{\gamma_1}{\gamma_1 d_2 + \gamma_2 d_1} + U \frac{d_2 \cdot (\varepsilon_1 \gamma_2 - \varepsilon_2 \gamma_1)}{(\varepsilon_1 d_2 + \varepsilon_2 d_1) \cdot (\gamma_1 d_2 + \gamma_2 d_1)} e^{-t/\tau}, \quad (11)$$

где τ – постоянная времени, с

$$\tau = \varepsilon_0 \frac{\varepsilon_1 h_2 + \varepsilon_2 h_1}{\gamma_1 h_2 + \gamma_2 h_1}. \quad (12)$$

Плотность общего тока, которая состоит из тока абсорбции и утечки, обусловленного наличием свободных зарядов, определяется по формуле (13)

$$J(t) = U \frac{h_1 h_2 (\varepsilon_1 \gamma_2 - \varepsilon_2 \gamma_1)}{(\varepsilon_1 h_2 + \varepsilon_2 h_1)^2 (\gamma_1 h_2 + \gamma_2 h_1)} \times \exp(-t/\tau) + U \frac{\gamma_1 \gamma_2}{\gamma_1 h_2 + \gamma_2 h_1} = J_{abs} + J_{cond}. \quad (13)$$

Изменение во времени плотности поверхностных зарядов $\sigma(t)$ на границе раздела двух диэлектриков может быть записано в виде

$$\sigma(t) = \varepsilon_0 \frac{\varepsilon_1 \gamma_2 - \varepsilon_2 \gamma_1}{\gamma_1 h_2 + \gamma_2 h_1} \cdot U (1 - e^{-t/\tau}). \quad (14)$$

Влияние электрофизических характеристик и толщины диэлектрического барьера на распределение электрического поля в высоковольтной композитной изоляции. На рис. 3 представлены результаты моделирования для двух случаев: кривые 1 – идентичности электрофизических характеристик барьера и подложки: $\varepsilon_1 = \varepsilon_2 = 4,5$; $\gamma_1 = \gamma_2 = 2 \cdot 10^{-13}$ См/м; кривые 2, 2' – разных: $\varepsilon_1 = 4,5$; $\varepsilon_2 = 3,8$; $\gamma_1 = 2 \cdot 10^{-13}$ См/м, $\gamma_2 = 2 \cdot 10^{-12}$ См/м. Индексы 1 относятся к барьеру, 2 – к подложке. Толщина диэлектрического барьера равна $h_1 = 0,1$ мм, стекловолнистой подложки – $h_2 = 0,05$ мм. Кривая 2 соответствует распределению электрического поля в барьере, кривая 2' – в подложке (рис. 3,б). Расчеты выполнены для средней напряженности электрического поля $E_{mid} = 15$ кВ/мм в композитной изоляции.

При идентичности электрофизических характеристик поверхностные заряды не накапливаются на границе раздела диэлектрических сред (кривая 1 рис. 3,а) и напряженность электрического поля равна среднему значению: $E = E_{mid} = 15$ кВ/мм (кривая 1 рис. 3,б). Переходный процесс – отсутствует.

В случае разных характеристик наблюдается переходный процесс длительностью порядка 10 с. В установившемся режиме поверхностная плотность зарядов составляет $0,85$ мКл/м² (кривая 2 на рис. 3,а), напряженность электрического поля в диэлектрическом барьере превышает среднее значение на 50 % (кривая 2 на рис. 3,б), в подложке – ничтожно мала (кривая 2' на рис. 3,б).

На рис. 4 показана динамика изменения во времени распределения электрического поля при варьировании удельной проводимости, относительной диэлектрической проницаемости и толщины диэлектрического барьера.

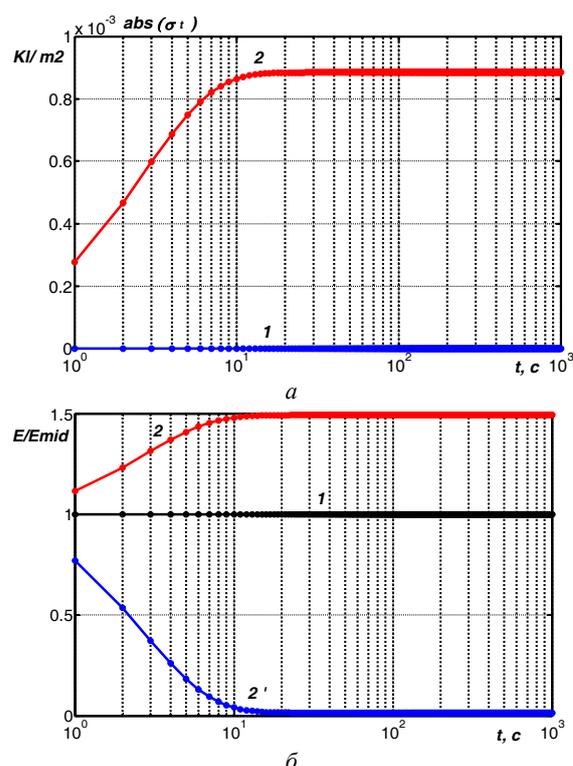


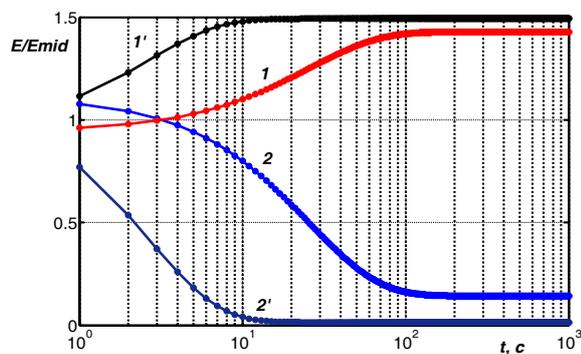
Рис. 3. Распределение плотности поверхностных зарядов (а) и напряженности электрического поля (б) на границе раздела подложка – диэлектрический барьер

На рис. 4,а,б кривые 1 и 2 соответствуют: $\varepsilon_1=4,5$, $\varepsilon_2=3,8$, $\gamma_1 = 2 \cdot 10^{-13}$ См/м, $\gamma_2 = 2 \cdot 10^{-12}$ См/м; кривые 1' и 2' – $\varepsilon_1 = 4,5$, $\varepsilon_2=3,8$, $\gamma_1 = 2 \cdot 10^{-13}$ См/м, $\gamma_2 = 2 \cdot 10^{-11}$ См/м соответственно. Толщина диэлектрического барьера принята равной $h_1 = 0,1$ мм, подложки – $h_2 = 0,05$ мм. Долевое содержание слюды в данном случае составляет 67 % от общего объема композитной изоляции.

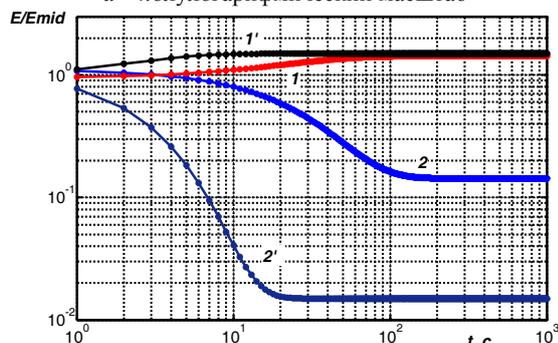
Влияние на распределение электрического поля относительной диэлектрической проницаемости и толщины барьера показано на рис. 4,в. Кривые 1 и 2 соответствуют характеристикам: $\varepsilon_1=4,5$, $\varepsilon_2=3,8$, $\gamma_1 = 2 \cdot 10^{-13}$ См/м, $\gamma_2 = 2 \cdot 10^{-12}$ См/м, $h_1 = 0,1$ мм, $h_2 = 0,05$ мм. Кривые 1' и 2': $\varepsilon_1=3,8$, $\varepsilon_2=4,5$, $\gamma_1 = 2 \cdot 10^{-13}$ См/м, $\gamma_2 = 2 \cdot 10^{-12}$ См/м; $h_1 = 0,1$ мм, $h_2 = 0,05$ мм. Кривые 1'' и 2'': $\varepsilon_1=4,5$, $\varepsilon_2=3,8$, $\gamma_1 = 2 \cdot 10^{-13}$ См/м, $\gamma_2 = 2 \cdot 10^{-12}$ См/м, $h_1 = 0,05$ мм, $h_2 = 0,1$ мм.

В области малых времен переходного процесса (10 мс – 1 с) на характер распределения электрического поля существенное влияние оказывает соотношение между диэлектрическими проницаемостями барьера и подложки при их неизменной толщине. В случае, когда $\varepsilon_1 < \varepsilon_2$, напряженность электрического поля в барьере превышает среднее значение в 1,05, в то время как в подложке – в 1,1 раза соответственно (сравни кривые 1' и 2 рис. 4,в). Данный факт особенно важен при работе под переменным напряжением: диэлектрический барьер обеспечивает длительную электрическую прочность композитной изоляции.

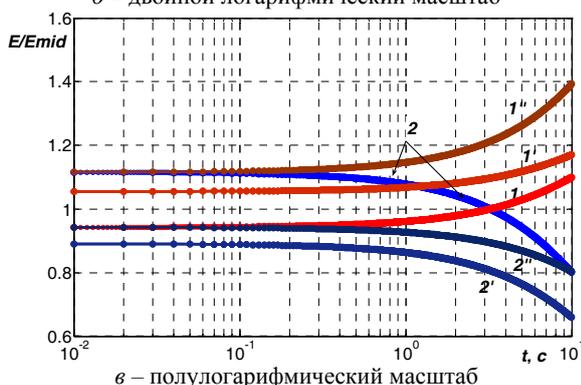
Уменьшение толщины диэлектрического барьера (долевого содержания) при условии, что $\varepsilon_1 > \varepsilon_2$, приводит к повышению напряженности электрического поля, хотя и «разгружает» в электрическом отношении подложку (сравни кривые 1'' и 1' рис. 4,в).



а – полулогарифмический масштаб



б – двойной логарифмический масштаб



в – полулогарифмический масштаб

Рис. 4. Влияние на распределение электрического поля электрофизических характеристик и толщины компонентов на границе раздела подложка – диэлектрический барьер

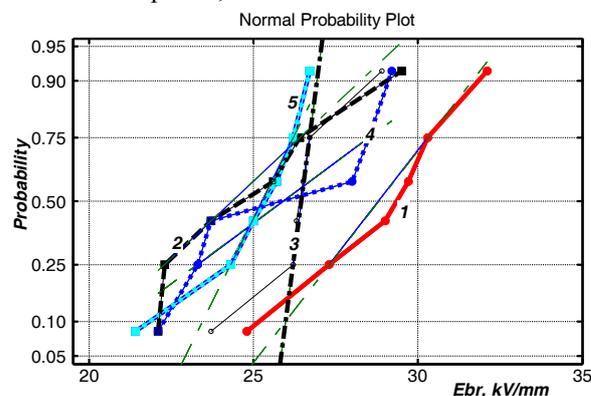
Экспериментальная проверка влияния долевого содержания слюдобумажной ленты на длительную электрическую прочность образцов композитной высоковольтной изоляции. Для опробования лент в отвержденном состоянии изготовлено по 5 макетов с каждой стеклослюдобумажной лентой разной толщины разных производителей: 1 – $h = 0,15$ мм, 2 – $h = 0,14$ мм, 3 – $h = 0,14$ мм, 4 – $h = 0,18$ мм, 5 – $h = 0,18$ мм.

Макеты представляют медные шины размером $6 \times 30 \times 800$ мм, которые изолированы на лентоизолирующем станке ЛИСП-4 с подогревом ленты до температуры $50-60$ °С и натяжением $40-60$ Н. Макеты, закрытые планками по широким граням, опрессованы гидростатическим способом. Длительная электрическая прочность готовых макетов определена при непрерывной выдержке под напряжением из расчета 15 кВ/мм промышленной частоты.

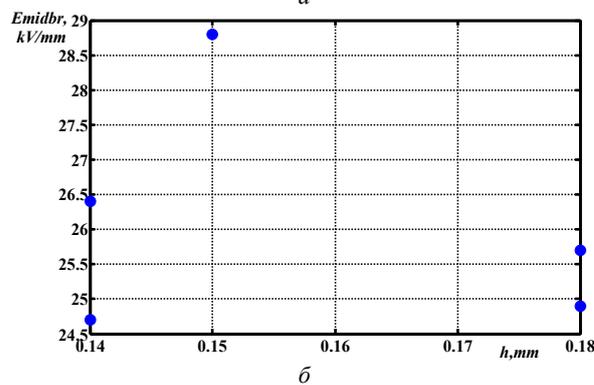
Корректность адекватности результатов моделирования на постоянном токе экспериментальными исследованиями на переменном допустима, т.к. в области малых времен переходного процесса проявляется влияние, как электрофизических характеристик, так и долевого содержания диэлектрического барьера

на распределение электрического поля в композитной изоляции (см. рис. 4,а-в) [длительная электрическая прочность на переменном токе частоты 50 Гц меньше в сравнении с постоянным за счет больших потерь, обусловленных процессом поляризации].

На рис. 5 приведены результаты испытаний длительной электрической прочности макетов в зависимости от толщины композитной изоляции. Интегральные функции распределения длительной электрической прочности приведены на рис. 5,а, средние значения – на рис. 5,б.



а



б

Рис. 5. Влияние слюдинитового барьера на длительную электрическую прочность композитной высоковольтной изоляции электрических машин

Наименьший разброс значений пробивной электрической прочности имеют системы изоляции толщиной $h = 0,14$ мм (кривая 3 рис. 5,а), что может быть связано с более равномерной толщиной стеклослюдобумажной ленты за счет применения другого типа связующего. Наклон интегральной функции распределения электрической прочности макетов с данной системой изоляции существенно отличается от остальных (сравни кривую 3 с кривыми 1, 2, 4, 5 на рис. 5,а).

Для образца толщиной композитной изоляции $h = 0,15$ мм (кривая 1 рис. 5,а) наблюдается наибольшее значение длительной электрической прочности: на уровне 50% вероятности среднее значение равно $28,75$ кВ/мм (рис. 5,б). В данном макете применена лента с повышенным содержанием слюдинитового барьера и стеклоткань меньшей толщины (в соответствии с техническим описанием на ленту).

Выводы. Впервые получено распределение электрического поля в высоковольтной композитной изоляции электрических машин на основе предложенной математической модели накопления поверхностного заряда на плоской границе раздела подложка – диэлектрический барьер.

Установлено, что в установившемся режиме напряженность электрического поля в барьере превышает среднее значение на 50 % в зависимости от электрофизических характеристик и толщины компонентов.

В области малых времен переходного процесса (до 1 с) существенное влияние на характер распределения электрического поля в композитной изоляции оказывает относительная диэлектрическая проницаемость барьера. Применение диэлектрического барьера с большей диэлектрической проницаемостью и долевым содержанием в сравнении с подложкой приводит к увеличению на 5 % напряженности электрического поля относительно среднего значения.

Экспериментальные исследования длительной электрической прочности макетов стеклослюдобоужных лент в отвержденном (термореактивном) состоянии согласуются с результатами моделирования.

Композитная изоляция на основе стеклослюдинитовой ленты с повышенным содержанием слюдинитового барьера и стеклотканью меньшей толщины имеет на (8 – 16) % более высокие значения длительной электрической прочности.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Электроизоляционные материалы и системы изоляции для электрических машин. В двух книгах. Кн. 2 / В.Г. Огоньков и др.; под ред. В.Г. Огонькова, С.В. Серебрянникова. – М.: Издательский дом МЭИ, 2012. – 304 с.
2. Пак В.М., Трубочев С.Г. Новые материалы и системы изоляции высоковольтных электрических машин. – М.: Энергоатомиздат, 2007. – 416 с.
3. Ребиндер П.А. О влиянии изменений поверхностной энергии на спайность, твердость и другие свойства кристаллов // Съезд русских физиков. Перечень докладов, представленных на съезд, с кратким их содержанием. – М. – Л.: ГИЗ, 1928. – С. 29.
4. Гиббс Дж.В. Термодинамика. Статистическая механика. – М.: Наука, 1982. – 584 с.
5. Михайлов В.М. Исходные соотношения и приближенные граничные условия для расчета поля в системах с тонкими слоями // Электричество. – 2007. – №3. – С. 49-55.
6. Ким Ен Дар, Калмыков В.Л. Исследование электрического поля изоляционной конструкции с тонкими протяженными областями // Вестник НТУ «ХПИ». – 2005. – №42. – С. 65-70.
7. Безпрозванных А.В., Бойко А.Н. Распределение плотности поверхностных зарядов на границе раздела контактирующих изолированных проводников // Технічна електродинаміка. – 2014. – №6. – С. 18-23.
8. Хиппель А.Р. Диэлектрики и волны. – М.: Издательство иностранной литературы, 1960. – 439 с.
9. Демирчян К.С., Нейман Л.Р., Коровкин Н.В., Чечурин В.Л. Теоретические основы электротехники: В 3-х т. Учебник для вузов. – СПб.: Питер, 2003. – 463 с.

REFERENCES

1. Ogonkov V.G., Serebryannikov S.V. *Elektroizoliatsionnye materialy i sistemy izoliatsii dlia elektricheskikh mashin. V dvukh knigakh. Kn. 2* [Electrical insulation materials and insulation systems for electrical machines. In 2 books. Book 2]. Moscow, Publishing house MEI, 2012. 304 p. (Rus).
2. Pak V.M., Trubachev S.G. *Novye materialy i sistemy izoliatsii vysokovol'tnykh elektricheskikh mashin* [New materials and systems for isolation of high-voltage electrical machines]. Moscow, Energoatomizdat Publ., 2007. 416 p. (Rus).
3. Rebinder P.A. *O vliianii izmenenii poverkhnostnoi energii na spainost', tverdst' i drugie svoistva kristallov* [On the effect of changes in surface energy on the cleavage, hardness and other properties of crystals]. Congress of Russian physicists. The list of reports submitted to the congress, with a brief summary. Moscow - Leningrad, 1928. 29p. (Rus).
4. Gibbs J.V. *Termodinamika. Statisticheskaya mekhanika*

[Thermodynamics. Statistical mechanics]. Moscow, Nauka Publ., 1982. 584 p. (Rus).

5. Mikhailov V.M. Initial relations and approximate boundary conditions for calculating the field in systems with thin layers. *Electricity*, 2007, no.3, pp. 49-55. (Rus).
6. Kim Yong Dar, Kalmykov V.L. Study of the electric field of an insulating structure with thin extended areas. *Bulletin of NTU «KhPI»*, 2005, no.42, pp. 65-70. (Rus).
7. Bezprozvannykh G.V., Boyko A.N. Distribution of surface density of charges on the interface between contacting isolated conductors of the cables. *Technical Electrodynamics*, 2014, no.6. pp. 18-23. (Rus).
8. Hippel A.R. *Dielektriki i volny* [Dielectrics and waves]. Moscow, Publ. House of Foreign Literature, 1960. 439 p. (Rus).
9. Demirchian K.S., Neiman L.R., Korovkin N.V., Chechurin V.L. *Teoreticheskie osnovy elektrotehniki: V 3-kh t. Uchebnik dlia vuzov* [Theoretical bases of electrical engineering. In 3 vols.]. St. Petersburg, Piter Publ, 2003. 463 p. (Rus).

Поступила (received) 14.07.2018

Безпрозванных Анна Викторовна¹, д.т.н., проф.,
Бойко Антон Николаевич², к.т.н.,

Рогинский Александр Владимирович³, аспирант,

¹ Национальный технический университет
«Харьковский политехнический институт»,
61002, Харьков, ул. Кирпичева, 2,

e-mail: bezprozvannykh@kpi.kharkov.ua

² Компания «WebMeridian в Украине»,

61002, Харьков, ул. Чернышевского, 13,

³ Государственное предприятие «Завод «Электротряжмаш»,

61089, Харьков, Московский проспект, 299,

e-mail: roginский.av@gmail.com

G.V. Bezprozvannykh¹, A.N. Boyko², A.V. Roginsky³

¹ National Technical University «Kharkiv Polytechnic Institute»,

2, Kyrychova Str., Kharkiv, 61002, Ukraine.

² Company «WebMeridian in Ukraine»,

13, Chernyshevskogo Str., Kharkiv, 61002, Ukraine.

³ SE Plant Electrotyazhmash,

299, Moskovsky Ave., Kharkiv, 61089, Ukraine.

Effect of a dielectric barrier on the electric field distribution in

high-voltage composite insulation of electric machines.

Introduction. Modern high-voltage systems for composite insulation of electrical machines consist of tape glass mica paper materials (dry or pre-impregnated). The electrical characteristics of a multilayer composite insulation system are determined by both the fractional content of the individual components and their electrophysical properties. **Purpose.** The analysis of the influence of electrophysical characteristics and thickness (fraction) of the dielectric barrier on the distribution of the electric field in the composite high-voltage insulation of electrical machines. **Methodology.** Simulation of surface charge accumulation at the interface between the substrate and the dielectric barrier is based on the Maxwell–Wagner theory for interfacial polarization. **Practical value.** The influence of the electrophysical characteristics and thickness of the dielectric barrier on the distribution of the electric field has been established. In the steady state, the electric field strength in the dielectric barrier exceeds the average value by 50 %. In the region of small transition times (up to 1 s), the relative dielectric constant of the barrier has a significant effect on the distribution of the electric field. The use of a dielectric barrier with a higher dielectric constant and fractional content in comparison with the substrate leads to an increase in electric field strength by 5 % relative to the average value in composite insulation. Experimental studies of the long-term electrical strength of glass mica-belt ribbons in the cured (thermosetting) state are consistent with the simulation results. Composite insulation based on glass fiber mica tape with a high content of the mica barrier and fiberglass of smaller thickness has (8-16) % higher values of long-term electric strength. References 9, figures 5.

Key words: high-voltage composite insulation, dielectric barrier, fiberglass substrate, interfacial polarization, electric field distribution, long-term electrical strength.

M. Dehghani, M. Mardaneh, Z. Montazeri, A. Ehsanifar, M.J. Ebadi, O.M. Grechko

SPRING SEARCH ALGORITHM FOR SIMULTANEOUS PLACEMENT OF DISTRIBUTED GENERATION AND CAPACITORS

Purpose. In this paper, for simultaneous placement of distributed generation (DG) and capacitors, a new approach based on Spring Search Algorithm (SSA), is presented. This method is contained two stages using two sensitive index S_v and S_s . S_v and S_s are calculated according to nominal voltage and network losses. In the first stage, candidate buses are determined for installation DG and capacitors according to S_v and S_s . Then in the second stage, placement and sizing of distributed generation and capacitors are specified using SSA. The spring search algorithm is among the optimization algorithms developed by the idea of laws of nature and the search factors are a set of objects. The proposed algorithm is tested on 33-bus and 69-bus radial distribution networks. The test results indicate good performance of the proposed method. References 30, tables 4, figures 4.

Key words: DG placement, capacitor placement, distribution network, SSA, sensitive index, two-stage simultaneous placement.

Цель. В статье для одновременного размещения распределенной генерации и конденсаторов представлен новый подход, основанный на «пружинном» алгоритме поиска (Spring Search Algorithm, SSA). Данный метод состоит из двух этапов с использованием двух показателей чувствительности S_v и S_s . Показатели чувствительности S_v и S_s рассчитываются в соответствии с номинальным напряжением и потерями в сети. На первом этапе определяются шины-кандидаты для установки распределенной генерации и конденсаторов согласно S_v и S_s . Затем, на втором этапе размещение и калибровка распределенной генерации и конденсаторов выполняются с использованием алгоритма SSA. «Пружинный» алгоритм поиска входит в число алгоритмов оптимизации, разработанных на основе идей законов природы, а факторы поиска представляют собой набор объектов. Предлагаемый алгоритм тестируется на радиальных распределительных сетях с 33 и 69 шинами. Результаты тестирования показывают хорошую эффективность предложенного метода. Библ. 30, табл. 4, рис. 4.

Ключевые слова: размещение распределенной генерации, размещение конденсаторов, распределительная сеть, «пружинный» алгоритм поиска SSA, показатель чувствительности, двухэтапное одновременное размещение.

Introduction. Lately, electricity trading and connecting distributed generation (DG) to the distribution network has been placed under private investors' scope of interest. Besides, placing capacitors within medium voltage networks is a paramount factor, which is noticed highly by distribution companies. Noticeably since the DG and capacitor are related to each other as sources of active and reactive power, performing their placement at the same time makes more optimal solution found.

Placement of DGs. The distribution system planning requires DGs to be placed properly within the distribution system. In definition, DG known as a small generator is responsible of generating Stand Alone and On Grid electricity [1].

In placing DGs, some methods can be used. [2, 3] refers to the sizing and analytical method by which DGs can be placed and sized properly. The objective function of the mentioned reference is minimizing the loss. In [4], DGs are placed by considering some objective functions known as increasing the spinning reserve, improving the voltage profile, decreasing the load flow and decreasing the transmission loss. In [5], based on the fuzzy logic the algorithm known as Bellman-zadeh is used for DGs placement. Reference [6], uses the load flow method by applying the voltage profile and the power loss such that it computes some objective function optimal paramount factors first, then decreases the transmission loss and finally improves the voltage profile. The method of DGs placement in [7], is based on the voltage stability analysis known as a security measure. It is proper to mention that energy efficiency can be improved by applying two strategies known as conservation voltage reduction (CVR) and DG integration. In [8], CVR and DG placement are studied to find their interaction in minimizing the load

consumption of distribution networks. It is noted that the afore-mentioned process is performed by keeping the lowest voltage level within the predefined range. [9], refers highly to the economic and network-driven DG placement planning. Its viewpoint is from the local distribution company (DISCO) considering reliability level and the electrical distribution network power loss.

Placement of Capacitor. Capacitors have long been applied within the industrial plants and commercial establishments for the purpose of a power factor (PF) improvement. Besides, electric utilities use capacitor to control the feeder voltage and to improve the distribution system efficiency. Based on studies conducted in recent decades [10-22], there are different models and mathematical solution techniques for the capacitor placement. More elaborately, Schmill [19], applied a uniform characteristics feeder comprising a uniform load distribution. He used the two-thirds rule that is he used a single capacitor along with the two-thirds of the feeder length. In [12], dynamic programming (DP) was used by Duran to arrive at the optimal solution.

However, the application of a uniform load and a fixed conductor size was abolished by Grainger and Lee [16], who searched to find the optimal solution by dividing the problem into three sub problems known as size, switching time, and location. Noticeably, these phases were successively solved. In [18], load data were gathered from the distribution feeder by Rembert and Rinker who used a reactive current recorder to compute the instantaneous apparent and reactive currents. Moreover, in order to find the optimal solution Sundhararajan [21], applied a directed grid search method to decrease the number of candidate nodes such that by rejecting other nodes, the top two or three nodes in each

lateral branch were merely used. Xu [22], in his method of capacitor banks placement could reduce the power loss. Indeed, the low-side of transformers was considered a proper location for the capacitor bank. Some other important factors were taken into account by Kaur [15], like cost, size and location of capacitor bank. Ultimately, he could compensate the reactive power demand by using the load. An integrated optimization method enjoying a sequential strategy and multi objectives was proposed and then applied by Su [20], who could optimally place and then control the delta-connected switched capacitors.

Simultaneous placement of DGs and Capacitors. A more optimal solution can be achieved if DGs and capacitors are placed properly at the same time. This ideal motivated many researchers to seek its performing procedure such that in [23], this ideal was sought within the radial distribution network with different load levels. The same investigation was done in [24]. In this study through the simultaneous placement of DG and capacitor in a radial distribution network, researchers aimed to arrive at the optimal quantity, placement, and sizing. To fulfil this aim, researchers chose a new manner as the multi objective optimization problem, which encompassed the DG units', and capacitors' costs, power losses, and voltage stability margins. This problem performing process was to apply a developed genetic algorithm as the first stage in the proposed hierarchical optimization strategy. The other type of simultaneous capacitor banks and distributed generation allocation comprising the stochastic nature of DG was done in [25], in which the Tabu -search and genetic algorithms-based efficient hybrid method was proposed.

Likewise, in the present paper, a new method is suggested to simultaneously allocate DGs and Capacitors in distribution systems. Accordingly, concerning the nominal voltage of buses and network losses, two new sensitivity indexes are introduced. The first index is called the sensitivity index of voltage (S_v) which is based on the buses nominal voltage. The second one is the sensitivity index of losses network, which is related to the network losses. The present methodology operates within two stages; in the first one, candidate buses are chosen to install DG and capacitors concerning both sensitivity indexes of S_v and S_s ; though, in the second stage, DG and capacitors placement and sizing are done by applying SSA. It is proper to mention that, the present study is indeed a case study using IEEE 33-bus of [7] and 69-bus of [25] and results are reported as well.

Problem Formulation. Minimizing the overall system loss and improving the system voltage profile are indeed two principal objectives of DGs optimal sizing and placement. Noticeably, in this process the bus and branch number must be minutely adjusted to find the answer of the load flow distribution (Fig. 1).

The process of branch numbering is as follows:

- choosing the root, swing or the slack bus when the main source is connected;
- ordering layers from the first layer of tree in which all branches connected to root bus;
- labelling the second layer of tree, which is connected to the first layer receiving end bus and so on.

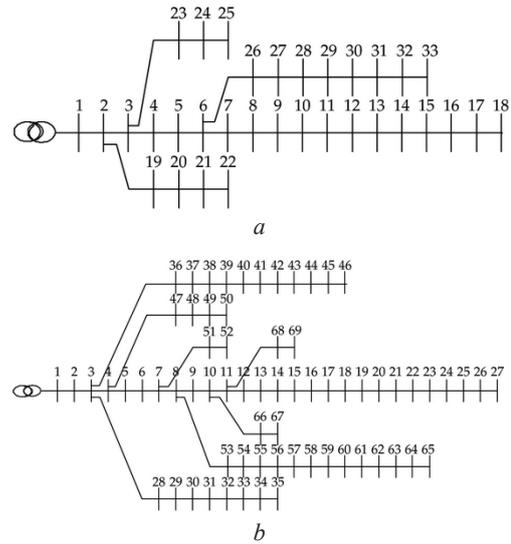


Fig.1. IEEE 33-bus distribution network (a); IEEE 69-bus distribution network (b)

In an assumed Π model of the network in which I branch is attached to k bus in one hand and to the m bus on the other hand, k bus is closer to the root bus that is the net power goes from k to m bus. Fig. 2 represents the power flow through the series impedance of the branch. These flows are represented in (1) and (2), elaborately.

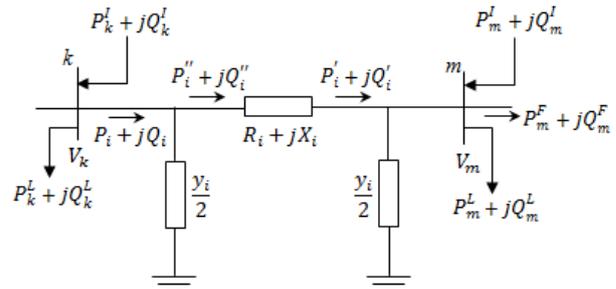


Fig. 2. Π model of a network

$$P_i' = P_m^L + P_m^F - P_m^I, \quad (1)$$

$$Q_i' = Q_m^L + Q_m^F - Q_m^I - V_m^2 \frac{y_i}{2}, \quad (2)$$

where L , F and I subscripts represents the load, the flow and the injection respectively. Branch i let the power flow near bus k . This passage can be formulated as

$$P_i = P_i'' = P_i' + R_i \frac{P_i'^2 + Q_i'^2}{V_m^2}, \quad (3)$$

$$Q_i = Q_i'' - V_k^2 \frac{y_i}{2} = Q_i' + X_i \frac{P_i'^2 + Q_i'^2}{V_m^2} - V_k^2 \frac{y_i}{2}, \quad (4)$$

In order to calculate the power flow quantity in each branch of tree, it is computed recursively in a backward/anti clock-wise direction. Thus, the bus m complex voltage is computed as

$$V_m = \left[V_k - \frac{P_i'' R_i + Q_i'' X_i}{V_k^*} \right] - j \left[\frac{P_i'' X_i - Q_i'' R_i}{V_k^*} \right]. \quad (5)$$

The strategy of finding the magnitude and angle of all buses voltages of the tree is to compute this complex voltage in a forward direction.

This computation is done iteratively again and again till the voltage difference at loop breaking points (breaking points of the tree) is placed within the acceptable limit. Hence the branch I active power loss (P_{Li}) and reactive power loss (Q_{Li}) are measured as

$$P_{Li} = P_i'' - P_i' = R_i \frac{P_i'^2 + Q_i'^2}{V_m^2}, \quad (6)$$

$$Q_{Li} = Q_i'' - Q_i' = X_i \frac{P_i'^2 + Q_i'^2}{V_m^2}. \quad (7)$$

Accordingly, quantities of the system net active, reactive and apparent power loss are

$$P_L = \sum_{i=1}^N P_{Li}; \quad (8)$$

$$Q_L = \sum_{i=1}^N Q_{Li}; \quad (9)$$

$$S_L = \left(P_L^2 + Q_L^2 \right)^{\frac{1}{2}}, \quad (10)$$

where S_L is the distribution system apparent power loss.

As mentioned, the major objective of the present problem is to minimize the net power loss and modify the voltage profile of the system. It is proper to re-mention that the present paper seeks some other minor objectives like optimal sizing and placement of DGs and capacitors.

SSA or the spring search Algorithm optimization technique is known as a robust and a very few user dependent parameter which has a very good convergence characteristic. Besides, it doesn't stagnate at the local minima. This characteristic is the major reason of selecting SSA to minimize the system the net power loss and to modify the voltage profile.

Methodology. In this study, stimulatory placement and sizing of DG and Capacitors are determined in two stages base on two sensitivity indexes.

Sensitivity indexes S_v and S_s are defined as

$$S_v^j = \sum_{i=1}^{NB} |V_i - 1|, \quad (11)$$

$$S_s^j = \frac{S_L^i}{S_L^b}, \quad (12)$$

where S_v^j is the sensitivity index of voltage in perchance Capacitor in Bus j , NB is the number of buses, S_s^j is the sensitivity index of loss power in perchance DG in bus j , S_L^i is the apparent power loss in perchance DG in bus j , and S_L^b is the apparent power loss in base case.

First stage. DGs and capacitors must be installed at the appropriate position. This position must have an acceptable impact on the characteristics of the network. So it is important to identify a suitable location for installing DGs and capacitors. In the first stage, candidate locations are determined. For this purpose S_v and S_s for all buses are calculated. Then, priorities of each bus for installing DG and capacitor are identified according to the S_v and S_s .

Second stage. In the first stage, priorities of buses are determined. Prioritization of Buses makes the search

space reduces and also increase accuracy. Now size and place of DGs and capacitors should be determined. For this purpose SSA is used. The objective function introduces as

$$\text{objective function} = k_1 S_s^n + k_2 S_v^n, \quad (13)$$

$$k_1 + k_2 = 1, \quad (14)$$

where k_1 and k_2 is the weight factors, S_v^n and S_s^n are the normalized sensitivity indexes.

The Spring Force Optimization [26, 27]. Optimization algorithms have been used in many applications in electrical engineering [28] such as operation of electrical energy [29] and energy management [30].

The SSA algorithm is explained in two phases: 1 – making an artificial system with the discrete time in the problem atmosphere, the initial positioning of objects, determining the governing laws and principles, and arranging parameters, 2 – passing the time until arriving at the stop time.

Forming system, determining the laws, and adjustment of the parameter. In the first step, the system atmosphere is determined. This atmosphere includes a multi- dimensional coordinates within the problem definition atmosphere. Any point in the space is the answer to the problem. Searching factors are a set of objects, which are attached to each other by springs. Indeed, each object is attached to any other objects by means of spring, and each object has the characteristics of the springs' position and stiffness coefficient attached to it. The object position is a point in the space where it is a solution of the problem. The springs' stiffness coefficients can be determined concerning the suitability of any two objects attached to one another.

After making the system, its governing laws are determined. It is supposed that the governing laws are merely the spring law and the motion law. The general schematic of these laws are approximately similar to the nature laws and it is defined as below:

The spring force law (Hook law). In physics, mechanics and the elastic material science, the spring force law is an approximate which shows that a material length change has a linear relationship with its imposed force. Most materials follow this rule with a good (acceptable) approximate till the imposed force is lower than their elastic ability. Any deviation from the Hook law can be increased by increasing deformations such that in many deformations when the material trespasses the linear elastic domain, the Hook law loses its applicability [23, 24]. In the present article, it is supposed that the Hook law is always satisfied.

The motion laws. The present movement of each object equals to the coefficient sum of the object last position and its dislocation. Any object dislocation can be determined concerning the spring force law [23].

Now assume the system as a set of m objects. The position of each object is a point in the space where it can be the answer to the optimization problem. In equation (15), the d position of I object is shown with x_i^d

$$X_i = (x_i^1, \dots, x_i^d, \dots, x_i^n). \quad (15)$$

At first, the objects position is defined within the problem definition atmosphere randomly. These objects pave the way to arrive at the balance point (solution) concerning forces imposed to each other by spring.

In order to compute the spring stiffness, equation (16) is used

$$K_{i,j} = K_{\max} |F_n^i - F_n^j| \max(F_n^i, F_n^j), \quad (16)$$

where $K_{i,j}$ is the spring stiffness between i and j objects, K_{\max} represents the maximum quantity of the spring stiffness which is determined regarding the problem type, F_n shows the normalised objective function, and F_n^i, F_n^j are the normalised objective functions of i and j objects.

In order to normalise the objective function, equations (17) and (18) are used:

$$F_n^i = \frac{f_{obj}^i}{\min(f_{obj})}; \quad (17)$$

$$F_n^i = \min(F_n^i) \times \frac{1}{F_n^i}, \quad (18)$$

where f_{obj} is the objective function and f_{obj}^i is the objective function quantity of object i .

In a problem with m variables, it is possible to suppose that the problem has m dimensions; hence, it is possible to define a coordinate for each dimension; thus, it is plausible to depict the equivalent of any system variable on the related coordinate. On each coordinate, the robust/strong points of the right side and left side of the object are determined concerning the comparison of the objective function quantity. The robust/strong points of each object are indeed those objects, which are in fact in a more optimal position, rather than the object itself. Therefore, on each coordinate, two total sum forces are imposed to the object: the right side sum forces and the left side sum forces. In order to compute these forces, there are

$$F_{total_R}^{j,d} = \sum_{i=1}^{n_R^d} K_{i,j} x_{i,j}^d; \quad (19)$$

$$F_{total_L}^{j,d} = \sum_{l=1}^{n_L^d} K_{l,j} x_{l,j}^d, \quad (20)$$

where, respectively, $F_{total_R}^{j,d}$ and $F_{total_L}^{j,d}$ are the resultant force imposed to object j from the right and left side at the dimension d ; n_R^d and n_L^d are respectively the number of right and left robust/strong points of d th dimension; $K_{i,j}$ and $K_{l,j}$ show the spring stiffness connected to j object on one hand and the strong points on the other hand.

Now by applying the Hook law in d th dimension, there are

$$dX_R^{j,d} = \frac{F_{total_R}^{j,d}}{K_{equal_R}^j}; \quad (21)$$

$$dX_L^{j,d} = \frac{F_{total_L}^{j,d}}{K_{equal_L}^j}, \quad (22)$$

where $dX_R^{j,d}$ and $dX_L^{j,d}$ are respectively the j object dislocation to the right and to the left in the d th dimension.

Therefore, there is

$$dX^{j,d} = dX_R^{j,d} + dX_L^{j,d}, \quad (23)$$

where $dX^{j,d}$ is the j object ultimate dislocation along with the d dimension.

This dislocation quantity can be positive or negative concerning equation (23). Now, there is

$$X^{j,d} = X_0^{j,d} + r_1 \times dX^{j,d}, \quad (24)$$

where $X^{j,d}$ is related to the new balance point place and time of the j object in the d dimension; $X_0^{j,d}$ is the j object initial balance point along with the d dimension. Here, there is a random number with a constant distribution within $[0,1]$ time span which is used to keep the random mode of the search.

The passing of time and the parameter updating. At the beginning of the system formation, any object is randomly placed in a point in the space where it is the answer to the problem. At each moment of the time, objects are assessed and then their dislocations are computed after calculating equations (16) to (23). At the later time, the object holds a place at that position. The present used parameter is the spring stiffness coefficient which is updated at each level based on equation (16). The stop point can be determined after passing a definite time. The spring force algorithm different steps are shown as below:

1. Determining the system atmosphere and the allocating the initial quantities;
2. The initial positioning of objects;
3. Assessing and normalising the objects suitability;
4. The k parameter updating;
5. Forming the spring force and motion laws for each object;
6. Computing the values of objects dislocations;
7. Updating the objects positions/locations;
8. Repeating steps 3 to 7 till the stop point is satisfied;
9. Ending.

Simulation result. In order to simulate the proposed problem, the IEEE 33-bus and IEEE 69-bus radial network is used. The networks data, including the resistance and reactance of the lines and the loads connected to nodes, were presented in [7, 25]. In order to show the importance of studying the simultaneous placement and sizing of the DG units and the capacitors, first, for the proposed networks, placement, and sizes of the DG units and the capacitors are presented separately, and finally, the simultaneous placement and sizing of the DGs and capacitors is determined and the results are compared.

Placement and sizing of DG. In this section, placement and sizing of DG units regarding the minimum value of the problem objective function are defined. The results for this case are shown in Table 1.

Placement and sizing of Capacitor. In this section, placement and sizing of capacitors regarding the minimum value of the problem objective function are defined. The results for this case are shown in Table 2.

Table 1

Placement and sizing of DGs		
Network	Capacity (kW)	Bus No.
33-bus	1987.1971	14
	656.4803	30
	203.0234	31
69-bus	958.3215	60
	245.2561	61
	260.4957	62

Table 2

Placement and sizing of Capacitors		
Network	Capacity (kVAr)	Bus No.
33-bus	551.1281	14
	986.8425	30
69-bus	746.4401	64
	654.3891	65

Simultaneous placement and sizing of DG and Capacitors. In this section, placement and sizing of DG units and capacitors regarding the minimum value of the problem objective function are defined. The results for this case are shown in Table 3.

Table 3

Placement and sizing of DGs and capacitors				
Network	Capacity (kW)	Bus No.	Capacity (kVAr)	Bus No.
33-bus	504.8423	14	892.5297	12
	489.5621	16	344.2624	30
	750.3225	32	–	–
69-bus	893.2986	60	786.5941	24
	221.2428	61	702.4423	25
	857.5422	62	–	–

Losses and S_v of the system different case of study are shown in Table 4. The voltages profile of network before and after the installation of the DGs and capacitors are shown in Fig. 3 and Fig. 4.

Table 4

Losses and S_v of the network			
Network	Case study	Power losses (kVA)	S_v
IEEE 33-Bus	Base	243.6003	1.7009
	DG	106.5249	0.5301
	CAPACITOR	155.1845	0.7368
	DG and CAPACITOR	78.6582	0.2162
IEEE 69-Bus	Base	247.0873	1.8367
	DG	83.7836	0.5513
	CAP	158.5726	0.7068
	DG and CAPACITOR	29.6673	0.1278

Discussion. According to the above simulation results, the operation from the network that is in the presence of DG provided better conditions than the operation in the presence of the capacitors, which shows that the role of DG is more effective than that of the capacitors. Also, the simulation results show that the optimal operation of the network occurs in the simultaneous expansion planning of DGs and capacitors. Comparing the results, it is obvious that optimal operation from the network is obtained by the simultaneous placement of DG units and capacitors.

Conclusions. In this paper, we have presented a new approach for simultaneous placement and sizing of distributed generation and capacitors. Two sensitive indexes has been defined based on voltage profile and

power loss of the network. Proposed methodology has been implemented in two stages. In the first stage, the candidate buses for installation DG and capacitors has been determined. Then in the second stage, the places and sizes of the DGs and Capacitors have been located using SSA. The proposed algorithm is tested on IEEE-33 bus and IEEE-69 bus distribution system. The voltage profile and power loss of the system has improved to acceptable limit.

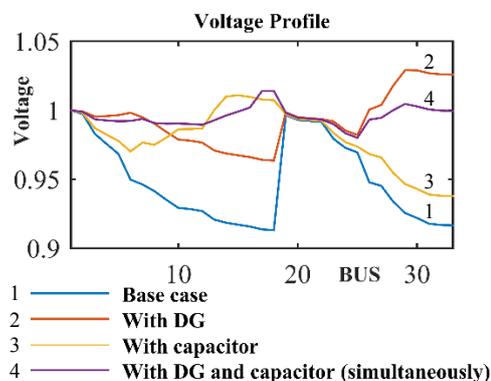


Fig. 3. Voltage profile of IEEE 33-Bus

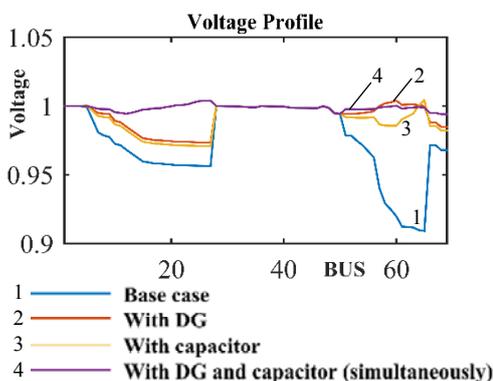


Fig. 4. Voltage profile of IEEE 69-Bus

REFERENCES

- Daly P.A. Morrison J. Understanding the potential benefits of distributed generation on power delivery systems. *2001 Rural Electric Power Conference*. Papers Presented at the 45th Annual Conference (Cat. No.01CH37214). doi: 10.1109/repcon.2001.949510.
- Gözel T., Hocaoglu M.H. An analytical method for the sizing and siting of distributed generators in radial systems. *Electric Power Systems Research*, 2009, vol.79, no.6, pp. 912-918. doi: 10.1016/j.epsr.2008.12.007.
- Wang C., Nehrir M.H. Analytical approaches for optimal placement of distributed generation sources in power systems. *IEEE Transactions on Power Systems*, 2004, vol.19, no.4, pp. 2068-2076. doi: 10.1109/tpwrs.2004.836189.
- Abou El-Ela A.A., Allam S.M., Shatla M.M. Maximal optimal benefits of distributed generation using genetic algorithms. *Electric Power Systems Research*, 2010, vol.80, no.7, pp. 869-877. doi: 10.1016/j.epsr.2009.12.021.
- Barin A., Pozzatti L.F., Canha L.N., Machado R.Q., Abaide A.R., Arend G. Multi-objective analysis of impacts of distributed generation placement on the operational characteristics of networks for distribution system planning. *International Journal of Electrical Power & Energy Systems*, 2010, vol.32, no.10, pp. 1157-1164. doi: 10.1016/j.ijepes.2010.06.015.
- Ghosh S., Ghoshal S.P., Ghosh S. Optimal sizing and placement of distributed generation in a network system. *International Journal of Electrical Power & Energy Systems*, 2010, vol.32, no.8, pp. 849-856. doi: 10.1016/j.ijepes.2010.01.029.

7. Etehad M., Ghasemi H., Vaez-Zadeh S. Voltage stability-based DG placement in distribution networks. *IEEE Transactions on Power Delivery*, 2013, vol.28, no.1, pp. 171-178. doi: [10.1109/tpwrd.2012.2214241](#).
8. Wang Z., Chen B., Wang J., Begovic M.M. Stochastic DG placement for conservation voltage reduction based on multiple replications procedure. *IEEE Transactions on Power Delivery*, 2015, vol.30, no.3, pp. 1039-1047. doi: [10.1109/tpwrd.2014.2331275](#).
9. Rahmani-andebili M. Distributed generation placement planning modeling feeder's failure rate and customer's load type. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 2016, vol.63, no.3, pp. 1598-1606. doi: [10.1109/tie.2015.2498902](#).
10. Baran M.E., Wu F.F. Optimal capacitor placement on radial distribution systems. *IEEE Transactions on Power Delivery*, 1989, vol.4, no.1, pp. 725-734. doi: [10.1109/61.19265](#).
11. Chiang H.-D., Wang J.-C., Cockings O., Shin H.-D. Optimal capacitor placements in distribution systems. I. A new formulation and the overall problem. *IEEE Transactions on Power Delivery*, 1990, vol.5, no.2, pp. 634-642. doi: [10.1109/61.53065](#).
12. Dura H. Optimum number, location, and size of shunt capacitors in radial distribution feeders a dynamic programming approach. *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, 1968, vol.PAS-87, no.9, pp. 1769-1774. doi: [10.1109/tpas.1968.291982](#).
13. Fawzi T., El-sobki S., Abdel-halim M. New approach for the application of shunt capacitors to the primary distribution feeders. *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, 1983, vol.PAS-102, no.1, pp. 10-13. doi: [10.1109/tpas.1983.317991](#).
14. Kaplan M. Optimization of number, location, size, control type, and control setting of shunt capacitors on radial distribution feeders. *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, 1984, vol.PAS-103, no.9, pp. 2659-2665. doi: [10.1109/tpas.1984.318238](#).
15. Kaur H., Kumar P., Sharma A., Kamaiya N. A study on optimal capacitor placement in distribution system: Conventional and Artificial Intelligence techniques. *2015 International Conference on Computation of Power, Energy, Information and Communication (ICCPEIC)*, Apr. 2015. doi: [10.1109/icepic.2015.7259457](#).
16. Lee S., Grainger J. Optimum placement of fixed and switched capacitors on primary distribution feeders. *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, 1981, vol.PAS-100, no.1, pp. 345-352. doi: [10.1109/tpas.1981.316862](#).
17. Ponnasikko M., Rao K.S. Optimal choice of fixed and switched shunt capacitors on radial distributors by the method of local variations. *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, 1983, vol.PAS-102, no.6, pp. 1607-1615. doi: [10.1109/tpas.1983.317890](#).
18. Rinker R.E., Rembert D.L. Using the reactive current profile of a feeder to determine optimal capacitor placement. *IEEE Transactions on Power Delivery*, 1988, vol.3, no.1, pp. 411-416. doi: [10.1109/61.4272](#).
19. Schmill J.V. Optimum size and location of shunt capacitors on distribution feeders. *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, 1965, vol.84, no.9, pp. 825-832. doi: [10.1109/tpas.1965.4766262](#).
20. Su X., Masoum M.A.S., Wolfs P.J. PSO and improved BSFS based sequential comprehensive placement and real-time multi-objective control of delta-connected switched capacitors in unbalanced radial MV distribution networks. *IEEE Transactions on Power Systems*, 2016, vol.31, no.1, pp. 612-622. doi: [10.1109/tpwrs.2015.2398361](#).
21. Sundhararajan S., Pahwa A. Optimal selection of capacitors for radial distribution systems using a genetic algorithm. *IEEE Transactions on Power Systems*, 1994, vol.9, no.3, pp. 1499-1507. doi: [10.1109/59.336111](#).
22. Xu Y., Dong Z.Y., Wong K.P., Liu E., Yue B. Optimal capacitor placement to distribution transformers for power loss reduction in radial distribution systems. *IEEE Transactions on Power Systems*, 2013, vol.28, no.4, pp. 4072-4079. doi: [10.1109/tpwrs.2013.2273502](#).
23. Sajjadi S.M., Haghifam M.-R., Salehi J. Simultaneous placement of distributed generation and capacitors in distribution networks considering voltage stability index. *International Journal of Electrical Power & Energy Systems*, 2013, vol.46, pp. 366-375. doi: [10.1016/j.ijepes.2012.10.027](#).
24. Esmaeilian H.R., Darijany O., Mohammadian M. Optimal placement and sizing of DG units and capacitors simultaneously in radial distribution networks based on the voltage stability security margin. *Turkish Journal of Electrical Engineering & Computer Science*, 2014, p. 1-14. doi: [10.3906/elk-1203-7](#).
25. Pereira B.R., Martins da Costa G.R.M., Contreras J., Mantovani J.R.S. Optimal distributed generation and reactive power allocation in electrical distribution systems. *IEEE Transactions on Sustainable Energy*, 2016, vol.7, no.3, pp. 975-984. doi: [10.1109/tste.2015.2512819](#).
26. Dehghani M., Montazeri Z., Dehghani A., Seifi A.R. Spring search algorithm: A new meta-heuristic optimization algorithm inspired by Hooke's law. *2017 IEEE 4th International Conference on Knowledge-Based Engineering and Innovation (KBEI)*. doi: [10.1109/kbei.2017.8324975](#).
27. Dehghani M., Montazeri Z., Dehghani A., Nouri N., Seifi A. BSSA: Binary spring search algorithm. *2017 IEEE 4th International Conference on Knowledge-Based Engineering and Innovation (KBEI)*, Dec. 2017, pp. 0220-0224. doi: [10.1109/kbei.2017.8324977](#).
28. Dehghani M., Montazeri Z., Ehsanifar A., Seifi A.R., Ebadi M.J., Grechko O.M. Planning of energy carriers based on final energy consumption using dynamic programming and particle swarm optimization. *Electrical engineering & electromechanics*, 2018, no.5, pp. 62-71. doi: [10.20998/2074-272X.2018.5.10](#).
29. Montazeri Z., Niknam T. Optimal utilization of electrical energy from power plants based on final energy consumption using gravitational search algorithm. *Electrical engineering & electromechanics*, 2018, no.4, pp. 70-73. doi: [10.20998/2074-272X.2018.4.12](#).
30. Montazeri Z., Niknam T. Energy carriers management based on energy consumption. *2017 IEEE 4th International Conference on Knowledge-Based Engineering and Innovation (KBEI)*, Dec. 2017. doi: [10.1109/kbei.2017.8325036](#).

Received 14.07.2018

M. Dehghani¹, Candidate of Power Engineering, PhD Student,
M. Mardaneh¹, Doctor of Power Engineering, Associate
Professor,

Z. Montazeri², Candidate of Power Engineering, M.Sc.,
A. Ehsanifar³, Candidate of Power Engineering, M.Sc.,
M.J. Ebadi⁴, Doctor of Applied Mathematics, Assistant
Professor,

O.M. Grechko⁵, Candidate of Technical Science, Associate
Professor,

¹ Department of Electrical and Electronics Engineering,
Shiraz University of Technology,
Shiraz, Iran,
e-mail: adanbax@gmail.com, mardaneh@sutech.ac.ir

² Department of Electrical Engineering,
Islamic Azad University of Marvdasht,
Marvdasht, Iran,
e-mail: Z.montazeri2002@gmail.com

³ Department of Power and Control,
Shiraz University,
Shiraz, Iran,
e-mail: ali.ehsanifar2020@gmail.com

⁴ Faculty of Marine Science,
Chabahar Maritime University,
Chabahar, Iran,
e-mail: ebadi@cmu.ac.ir

⁵ National Technical University «Kharkiv Polytechnic Institute»,
2, Kyrpychova Str., Kharkiv, 61002, Ukraine,
e-mail: a.m.grechko@gmail.com

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

Передплатний індекс: 01216

