

ISSN 2074-272X

**науково-практичний  
журнал**

**2019/2**



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

**Electrical Engineering**

**& Electromechanics**

**Електротехніка. Визначні події. Славетні імена**  
**Електричні машини та апарати**

**Електротехнічні комплекси та системи.**

**Силова електроніка**

**Теоретична електротехніка та електрофізика**

**Техніка сильних електричних та магнітних полів.**

**Кабельна техніка**

**Електричні станції, мережі і системи**

**Безпека електрообладнання**

**Ювілеї**

**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

<b>Klymenko B.V.</b>	<b>Editor-in-Chief</b> , Professor, National Technical University "Kharkiv Polytechnic Institute" (NTU "KhPI"), Ukraine
<b>Sokol Ye.I.</b>	<b>Deputy Editor</b> , Professor, Corresponding member of NAS of Ukraine, Rector of NTU "KhPI", Ukraine
<b>Rozov V.Yu.</b>	<b>Deputy Editor</b> , 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
<b>Batygin Yu.V.</b>	Professor, Kharkiv National Automobile and Highway University, Ukraine
<b>Bíró O.</b>	Professor, Institute for Fundamentals and Theory in Electrical Engineering, Graz, Austria
<b>Bolyukh V.F.</b>	Professor, NTU "KhPI", Ukraine
<b>Colak I.</b>	Professor, Nisantasi University, Istanbul, Turkey
<b>Doležel I.</b>	Professor, University of West Bohemia, Pilsen, Czech Republic
<b>Féliachi M.</b>	Professor, Technological Institute of Saint-Nazaire, University of Nantes, France
<b>Gurevich V.I.</b>	Ph.D., Honorable Professor, Central Electrical Laboratory of Israel Electric Corporation, Haifa, Israel
<b>Ida N.</b>	Professor, The University of Akron, Ohio, USA
<b>Kildishev A.V.</b>	Associate Research Professor, Purdue University, USA
<b>Kuznetsov B.I.</b>	Professor, SI "ITPM NASU", Ukraine
<b>Kyrylenko O.V.</b>	Professor, Member of NAS of Ukraine, Institute of Electrodynamics of NAS of Ukraine (IED of NASU), Kyiv, Ukraine
<b>Nacke B.</b>	Professor, Gottfried Wilhelm Leibniz Universität, Institute of Electrotechnology, Hannover, Germany
<b>Podoltsev A.D.</b>	Professor, IED of NASU, Kyiv, Ukraine
<b>Rainin V.E.</b>	Professor, Moscow Power Engineering Institute, Russia
<b>Rezynkina M.M.</b>	Professor, NTU "KhPI", Ukraine
<b>Shkolnik A.A.</b>	Ph.D., Central Electrical Laboratory of Israel Electric Corporation, member of CIGRE (SC A2 - Transformers), Haifa, Israel
<b>Trichet D.</b>	Professor, Institut de Recherche en Energie Electrique de Nantes Atlantique, Nantes, France
<b>Yatchev I.</b>	Professor, Technical University of Sofia, Sofia, Bulgaria
<b>Yufarov V.B.</b>	Professor, National Science Center "Kharkiv Institute of Physics and Technology", Ukraine
<b>Zagirnyak M.V.</b>	Professor, Member of NAES of Ukraine, rector of Kremenchuk M.Ostrohradskiy National University, Ukraine
<b>Zgraja J.</b>	Professor, Institute of Applied Computer Science, Lodz University of Technology, Poland

### НАЦІОНАЛЬНА РЕДАКЦІЙНА КОЛЕГІЯ\*

<b>Клименко Б.В.</b>	<b>головний редактор</b> , професор, НТУ "ХПІ"
<b>Сокол Є.І.</b>	<b>заступник головного редактора</b> , член-кор. НАНУ, ректор НТУ "ХПІ"
<b>Розов В.Ю.</b>	<b>заступник головного редактора</b> , член-кор. НАНУ, директор ДУ "ІТПМ НАНУ"
<b>Гречко О.М.</b>	<b>відповідальний секретар</b> , к.т.н., НТУ "ХПІ"
<b>Баранов М.І.</b>	д.т.н., НДПКи "Молнія" НТУ "ХПІ"
<b>Буряковський С.Г.</b>	професор, директор НДПКи "Молнія" НТУ "ХПІ"
<b>Буткевич О.Ф.</b>	професор, Інститут електродинаміки НАНУ
<b>Василів К.М.</b>	професор, НУ "Львівська Політехніка"
<b>Васьковський Ю.М.</b>	професор, НТУУ "Київський політехнічний інститут ім. Ігоря Сікорського"
<b>Гриб О.Г.</b>	професор, НТУ "ХПІ"
<b>Гурин А.Г.</b>	професор, НТУ "ХПІ"
<b>Жемеров Г.Г.</b>	професор, НТУ "ХПІ"
<b>Клепиков В.Б.</b>	професор, НТУ "ХПІ"
<b>Міліх В.І.</b>	професор, НТУ "ХПІ"
<b>Михайлов В.М.</b>	професор, НТУ "ХПІ"
<b>Омельяненко В.І.</b>	професор, НТУ "ХПІ"
<b>Петрушин В.С.</b>	професор, ОНПУ, Одеса
<b>Пуйло Г.В.</b>	професор, ОНПУ, Одеса
<b>Резинкін О.Л.</b>	професор, НТУ "ХПІ"
<b>Сосков А.Г.</b>	професор, ХНУМГ імені О.М. Бекетова
<b>Щербак Я.В.</b>	професор, НТУ "ХПІ"
<b>Ягуп В.Г.</b>	професор, ХНУМГ імені О.М. Бекетова

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

### NATIONAL EDITORIAL BOARD\*

<b>Klymenko B.V.</b>	<b>Editor-in-Chief</b> , Professor, NTU "KhPI"
<b>Sokol Ye.I.</b>	<b>Deputy Editor</b> , Corresponding Member of NAS of Ukraine, Rector of NTU "KhPI"
<b>Rozov V.Yu.</b>	<b>Deputy Editor</b> , Corresponding Member of NAS of Ukraine, Director of SI "ITPM NASU"
<b>Grechko O.M.</b>	<b>Executive Managing Editor</b> , Ph.D., NTU "KhPI"
<b>Baranov M.I.</b>	Dr.Sc. (Eng.), Institute "Molniya" of NTU "KhPI"
<b>Buriakovskiy S.G.</b>	Professor, Director of Institute "Molniya" of NTU "KhPI"
<b>Butkevych O.F.</b>	Professor, IED of NASU
<b>Vasyliv K.M.</b>	Professor, Lviv Polytechnic National University
<b>Vaskovskiy Yu.M.</b>	Professor, NTUU "Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute"
<b>Gryb O.G.</b>	Professor, NTU "KhPI"
<b>Guryn A.G.</b>	Professor, NTU "KhPI"
<b>Zhemerov G.G.</b>	Professor, NTU "KhPI"
<b>Klepikov V.B.</b>	Professor, NTU "KhPI"
<b>Milykh V.I.</b>	Professor, NTU "KhPI"
<b>Mikhaylov V.M.</b>	Professor, NTU "KhPI"
<b>Omelyanenko V.I.</b>	Professor, NTU "KhPI"
<b>Petrushin V.S.</b>	Professor, Odessa National Polytechnic University
<b>Puilo G.V.</b>	Professor, Odessa National Polytechnic University
<b>Rezynkin O.L.</b>	Professor, NTU "KhPI"
<b>Soskov A.G.</b>	Professor, O.M. Beketov NUUE in Kharkiv
<b>Shcherbak Ya.V.</b>	Professor, NTU "KhPI"
<b>Yagup V.G.</b>	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

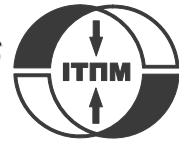
© Національний технічний університет «Харківський політехнічний інститут», 2019

© ДУ «Інститут технічних проблем магнетизму Національної академії наук України», 2019

Підписано до друку 17.04.2019 р. Формат 60 x 90 1/8. Папір – офсетний. Друк – лазерний. Друк. арк. 9,25.

Наклад 200 прим. Зам. № 66/172-02-2019. Ціна договірна.

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



**ЗМІСТ**

**Електротехніка. Визначні події. Славенні імена**

Баранов М.И. Антология выдающихся достижений в науке и технике. Часть 48:  
Авиаконструктор Андрей Туполев и его свершения в самолетостроении..... 3

**Електричні машини та апарати**

Маляр В.С., Маляр А.В., Андрейшин А.С. Метод розрахунку механічних характеристик асинхронних двигунів з короткозамкненим ротором ..... 9

Петрушин В.С., Плоткин Ю.Р., Еноктаев Р.Н., Прокопенко Н.С. Исследование динамических характеристик асинхронных двигателей в электроприводах с согласующими трансформатором и редуктором ..... 14

**Електротехнічні комплекси та системи. Силова електроніка**

Kuznetsov B.I., Nikitina T.B., Bovdii I.V., Kobilyanskiy B.B. Improving of electromechanical stabilization systems accuracy ..... 21

**Теоретична електротехніка та електрофізика**

Гальченко В.Я., Трёмбовецька Р.В., Тичков В.В. Побудова RBF-метамоделей структур збудження рухомого концентричного вихрострумowego перетворювача ..... 28

**Техніка сильних електричних та магнітних полів. Кабельна техніка**

Баранов М.И. Расчетно-экспериментальное определение критических сечений электрических проводов и кабелей в цепях устройств высоковольтной силовоточной импульсной техники ..... 39

**Електричні станції, мережі і системи**

Bourzami A., Amroune M., Bouktir T. On-line voltage stability evaluation using neuro-fuzzy inference system and Moth-Flame optimization algorithm ..... 47

Кирик В.В., Богомоллова О.С. Обгрунтування оптимального місця підключення джерела розосередженого генерування та значення його потужності ..... 55

Ягуп В.Г., Ягуп Е.В. Исследование режимов полной компенсации реактивной мощности в трехфазной системе электроснабжения ..... 61

**Безпека електрообладнання**

Шумилов Ю.Н., Бондаренко В.И. Исследование взрывобезопасности полимерных ограничителей перенапряжений 3,3 кВ постоянного тока для тяговой сети железнодорожного транспорта ..... 66

**Ювілеї**

Буткевич Олександр Федотович (до 70-річчя з дня народження)..... 71

Данько Володимир Григорович (до 85-річчя з дня народження)..... 72

Сосков Анатолий Георгиевич (к 80-летию со дня рождения)..... 73

**TABLE OF CONTENTS**

**Electrical Engineering. Great Events. Famous Names**

Baranov M.I. An anthology of the distinguished achievements in science and technique. Part 48:  
Aircraft designer Andrey Tupolev and his accomplishments in airplane design..... 3

**Electrical Machines and Apparatus**

Malyar V.S., Malyar A.V., Andreishyn A.S. A method for calculating mechanical characteristics of induction motors with squirrel-cage rotor..... 9

Petrushin V.S., Plotkin Y.R., Yenoktaiev R.N., Prokopenko N.S. Research of dynamic characteristics of induction motors in electric drives with matching transformer and reducer..... 14

**Electrotechnical Complexes and Systems. Power Electronics**

Kuznetsov B.I., Nikitina T.B., Bovdii I.V., Kobilyanskiy B.B. Improving of electromechanical stabilization systems accuracy ..... 21

**Theoretical Electrical Engineering and Electrophysics**

Halchenko V.Ya., Trembovetska R.V., Tychkov V.V. Development of excitation structure RBF-metamodels of moving concentric eddy current probe ..... 28

**High Electric and Magnetic Field Engineering. Cable Engineering**

Baranov M.I. Calculation and experimental determination of critical sections of electric wires and cables in the circuits of devices of high-voltage high-current pulse technique ..... 39

## Power Stations, Grids and Systems

Bourzami A., Amroune M., Bouktir T. On-line voltage stability evaluation using neuro-fuzzy inference system and Moth-Flame optimization algorithm.....	47
Kyryk V.V., Bohomolova O.S. Justification of optimal location of connection of the distributed generation source and value of its power.....	55
Yagup V.G., Yagup E.V. Research of the modes of full compensation of reactive power in a three-phase power supply system .....	61

## Electrical Safety

Shumilov Yu.N., Bondarenko V.I. Investigation of explosion safety of DC polymer surge arresters 3.3 kV for traction network of railway transport.....	66
---	----

## Anniversaries

Butkevych O.F. (on the 70th anniversary of his birth).....	71
Dan'ko V.G. (on the 85th anniversary of his birth).....	72
Soskov A.G. (on the 80th anniversary of his birth).....	73

## 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 Наказу МОН України №1412 від 18.12.2018 р. науково-практичний журнал «Електротехніка і Електромеханіка» включено до найвищої 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), Российский Индекс Научного Цитирования – 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 48: АВИАКОНСТРУКТОР АНДРЕЙ ТУПОЛЕВ И ЕГО СВЕРШЕНИЯ В САМОЛЕТОСТРОЕНИИ

*Наведено короткий науково-історичний нарис про видатного радянського авіаконструктора Андрія Миколайовича Туполева, що став одним з основоположників світового літакобудування. Описані основні науково-технічні досягнення А.М. Туполева в галузі літакобудування, що привели радянську військову і цивільну авіацію на небачені світові висоти. Показано, що А.М. Туполев є засновником відомої в світі авіаційної наукової школи, що виховала багато видних в колишньому СРСР авіаконструкторів. Під керівництвом великого авіаконструктора 20-го сторіччя А.М. Туполева в СРСР було розроблено понад 100 типів літаків військового і цивільного призначення, 70 з яких виготовлялися авіаційною промисловістю країни серійно. Бібл. 15, рис. 12.*

*Ключові слова: авіація, видатний радянський авіаконструктор Андрій Туполев, його основні досягнення в літакобудуванні, науково-історичний нарис.*

*Приведен краткий научно-исторический очерк о выдающемся советском авиаконструкторе Андрее Николаевиче Туполеве, ставшем одним из основоположников мирового самолетостроения. Описаны основные научно-технические достижения А.Н. Туполева в области самолетостроения, приведшие советскую военную и гражданскую авиацию на невиданные мировые высоты. Показано, что А.Н. Туполев является основателем известной в мире авиационной научной школы, воспитавшей многих видных в бывшем СССР авиаконструкторов. Под руководством великого авиаконструктора 20-го столетия А.Н. Туполева в СССР было разработано свыше 100 типов самолетов военного и гражданского назначения, 70 из которых изготавливались авиационной промышленностью страны серийно. Библ. 15, рис. 12.*

*Ключевые слова: авиация, выдающийся советский авиаконструктор Андрей Туполев, его основные достижения в самолетостроении, научно-исторический очерк.*

**Введение.** Один из пионеров советского вертолетостроения, академик АН СССР Борис Николаевич Юрьев считал, что [1]: «...Изучение истории науки и техники способствует становлению инженеров и ученых, которые получают широкий взгляд на развитие творческой мысли». Применяя это мудрое научное положение к такой наукоемкой и важной области современной техники как самолетостроение, обратимся к выдающимся научно-техническим достижениям одного из основоположников мировой авиации, прославленного советского авиаконструктора, академика АН СССР (с 1953 г.) Андрея Николаевича Туполева (рис. 1), который творил в авиатехнике практически в то же время, что и выдающийся украинско-американский авиаконструктор И.И. Сикорский [2].



Рис. 1. Выдающийся советский авиаконструктор, трижды Герой Труда, доктор технических наук, академик АН СССР Андрей Николаевич Туполев (10.11.1888 г. – 23.12.1972 г.) [3]

**Целью статьи** является подготовка краткого научно-исторического очерка об одном из основоположников мирового самолетостроения, выдающемся советском авиаконструкторе А.Н. Туполеве.

**1. Начало жизненного и творческого пути А.Н. Туполева.** Родился он 10 ноября 1888 г. в Российской империи (село Пустомазово, Тверской губернии) в семье русского провинциального нотариуса Николая Ивановича Туполева, являвшегося выходцем из сибирских казаков и учившегося на юриста в Петербургском

университете (после убийства революционером-народниками царя Александра II был выслан из г. Петербурга) [3]. По матери Анне Васильевне (в девичестве Лисицына, закончившая Мариинскую женскую гимназию в г. Твери) происхождением из дворян. После окончания Тверской гимназии Андрей Туполев, проявляя интерес к точным наукам и технике, в 1908 г. поступил в Императорское Московское техническое училище (ИМТУ), ставшее в советское время называться Московским высшим техническим училищем (МВТУ) имени Н.Э. Баумана [3]. Позже он о годах своей юности душевно вспоминал [4, 5]: «...Жили мы скромно. У меня были старшие братья Сергей и Николай, а также сестры Наталья, Татьяна, Вера и Мария. Мать отдавала нам все свои силы, всю свою душу. Наша семья была очень большая и дружная. Не патриархальная, но, несомненно, передовая». С октября 1909 г. лекции по воздухоплаванию в ИМТУ его курсу стал читать известный российский ученый, профессор Николай Егорович Жуковский. Знакомство Андрея Туполева с Н.Е. Жуковским в Воздухоплавательном кружке при ИМТУ оказалось для него судьбоносным. По словам самого А.Н. Туполева [5]: «...С этого мгновения началась моя авиационная жизнь». Он быстро стал одним из активнейших учеников Н.Е. Жуковского, проявляя при этом способности как научного исследователя, так и конструктора летательных аппаратов (ЛА). Из-за доноса в царскую полицию неизвестного о его политической неблагонадежности ему в 1911 г. пришлось покинуть «стены» ИМТУ на несколько лет. Несмотря на все трудности, он в 1918 г. с отличием защитил в ИМТУ дипломный проект на тему «Опыт создания гироплана по данным испытаний в аэродинамических трубах» и стал инженером-механиком [5]. После завершения учебы он в качестве преподавателя был принят на работу в ИМТУ. В период 1919-1920 гг. А.Н. Туполев читал студентам ИМТУ лекции по «Основам аэродинамического расчета», «Теории аэропла-

© М.И. Баранов

нов» и «Теории гидропланов». Затем он перешел на работу в Центральный аэрогидродинамический институт (ЦАГИ), который возглавлял Н.Е. Жуковский. Здесь он занял должность начальника авиационного отдела, в котором исследовались, разрабатывались и испытывались новые российские ЛА. В 1924 г. прошли успешные летные испытания первого в СССР цельнометаллического самолета типа АНТ-2 (рис. 2), разработанного под руководством А.Н. Туполева [5].



Рис. 2. Один из первых цельнометаллических советских винтовых поршневых самолетов типа АНТ-2 разработки молодого авиаинженера А.Н. Туполева (1924 г.) [5]

Так шаг за шагом в ЦАГИ формировался производственный и конструкторский коллективы, нацеленные на создание в СССР новой авиационной техники, в которой нуждалась армия и общество в целом.

**2. Основные достижения авиаинженера А.Н. Туполева в самолетостроении.** Характерной особенностью в работе А.Н. Туполева было то, что он, опираясь на личный опыт авиаинженера, включал в свои проекты самолетов только минимальный объем нового, недостаточно проверенного в летной работе. В своей конструкторской деятельности он неуклонно использовал принцип последовательного проектирования ЛА [5], согласно которому новые конструкции самолетов базировались на хорошо отработанных ранее в «металле» предыдущих вариантах построения ЛА. Таким подходом он обеспечивал надежность разрабатываемых им конструкций ЛА.

Считается, что одним из знаменитых советских ЛА является цельнометаллический одномоторный самолет типа АНТ-25 (рис. 3) [5, 6]. Главными конструкторами его стали А.Н. Туполев и в будущем выдающийся российский авиаинженер Павел Осипович Сухой (1933 г.). Предназначен был этот самолет для установления в СССР мировых рекордов по дальности беспосадочного перелета. Основные тактико-технические характеристики самолета типа АНТ-25 [5]: дальность полета – 13000 км; потолок (высота) воздушного подъема – 7850 м; максимальная скорость полета на высоте – 246 км/ч; максимальная взлетная масса – 11500 кг; взлетная масса без груза – 4200 кг; размах крыльев – 34 м; площадь крыльев – 88,2 м<sup>2</sup>; один поршневой двигатель марки ПД1-М34Р мощностью 900 л.с.; экипаж – 3 чел. На этом типе самолета были совершены в 1936-1937 гг. легендарные воздушные беспосадочные перелеты знаменитым советским летным экипажем В. Чкалова, Г. Байдукова и А. Белякова по рекордным дальним маршрутам Москва-Земля Франца-Иосифа-Петропавловск на Камчатке и Москва-Портленд (США) через Северный полюс [5].

В период 1922-1936 гг. А.Н. Туполев как главный конструктор КБ ЦАГИ по проектированию и производству цельнометаллических самолетов различных классов стал одним из создателей научно-технической базы ЦАГИ. В 1937 г. авиаинженера А.Н. Туполева по надуманным причинам того жесто-

кого времени (из-за обвинения во вредительстве и шпионаже в пользу Франции) отстранили от работы в КБ ЦАГИ и необоснованно арестовали. Далее последовал приговор Военной коллегии Верховного суда СССР – лишение свободы на 15 лет с поражением в правах на 5 лет [3]. Находясь в тюремном заключении, он работал в специальном ЦКБ-29 при НКВД СССР (впоследствии это КБ получило название «Туполевская шарага»). Удивительно, что здесь А.Н. Туполевым и его конструкторской бригадой был создан один из лучших периода Второй мировой войны фронтовых бомбардировщиков типа Ту-2 (рис. 4) [3].

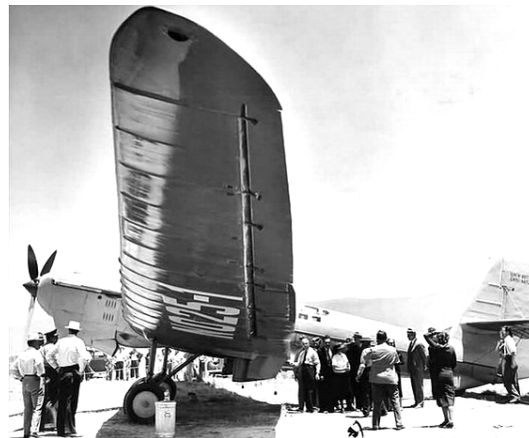


Рис. 3. Советский винтовой одномоторный дальний (рекордный) самолет АНТ-25 разработки авиаинженеров ЦАГИ А.Н. Туполева и П.О. Сухого в США (1937 г.) [5]



Рис. 4. Советский винтовой двухмоторный фронтовой пикирующий бомбардировщик типа Ту-2 разработки А.Н. Туполева в тюремном ЦКБ-29 при НКВД СССР (1941 г.) [5]

Основные тактико-технические характеристики самолета типа Ту-2 с двухкилевым оперением [5]: дальность полета – 2020 км; максимальная взлетная масса – 11767 кг; взлетная масса без боевого груза – 7601 кг; максимальная скорость полета на высоте – 521 км/ч; два поршневых двигателя воздушного охлаждения марки АШ-82 мощностью 1700 л.с.; потолок (высота) подъема – 9000 м; длина – 14 м; экипаж – 3 чел. Свой первый полет фронтовой бомбардировщик типа Ту-2 совершил 29 января 1941 г. Серийный выпуск этого самолета начался в 1942 г. и продолжался до 1952 г. В общей сложности в СССР было изготовлено 2649 шт. данного бомбардировщика [5]. Этот самолет был одной из лучших машин своего времени.

Первым советским послевоенным носителем ядерного оружия стал винтовой поршневой четырехмоторный стратегический бомбардировщик типа Ту-4 (1947 г.), являвшийся точной копией американского бомбардировщика типа В-29, с борта которого 6 и 9 августа 1945 г. США были сброшены на японские города Хиросима и Нагасаки соответственно урановая и плутониевая атомные бомбы [5, 7]. К концу 1940-х годов советским авиаинженерам стало ясно, что



будущее дальней бомбардировочной авиации будет принадлежать самолетам с турбовинтовыми и турбореактивными двигателями. В этой связи перед А.Н. Туполевым и его ОКБ директивными органами СССР была поставлена важнейшая задача о срочном создании советского дальнего скоростного бомбардировщика-ракетоносца. В 1953 г. данная задача была выполнена. В СССР появился первый реактивный стратегический бомбардировщик типа Ту-16 (рис. 5) [5, 6].

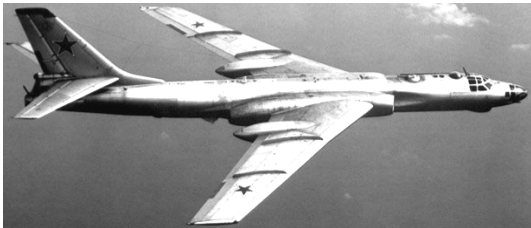


Рис. 5. Советский реактивный двухмоторный дальний ракетоносца-бомбардировщик типа Ту-16 («Русский барсук» по терминологии стран НАТО) разработки А.Н. Туполева (1953 г., главный конструктор машины – Д.С. Марков) [5]

Его создание – необычное явление не только в советском, но и в мировом самолетостроении. Боевые самолеты типа Ту-16 при минимуме эксплуатационных доработок использовались военно-воздушными силами (ВВС) СССР и России вплоть до 1994 г. Они стали одними из самых «долгоживущих» военных самолетов в советской авиации. Обусловлено это было исключительной надежностью их конструкции и бортового оборудования [9]. Кстати, электрооборудование на самолете типа Ту-16 было построено по однопроводной схеме с общим «минусом» на металлическом корпусе (борту), изготовленном из нового на то время легкого и прочного дюралюминиевого сплава марки Д16Т. В качестве источников постоянного тока использовались четыре генератора типа ГСР-18000 (по два на каждом двигателе) и две свинцовые аккумуляторные батареи типа 12САМ-55 (каждая батарея состояла из двух аккумуляторов 6САМ-55, соединённых последовательно). На самолёте применялась электрическая сеть напряжением 115 В и частотой 400 Гц, запитанная от двух электромашинных преобразователей типа ПО-4500 [9]. Необходимо отметить, что помимо этих источников тока, на разных модификациях Ту-16 дополнительно устанавливались различные преобразователи электроэнергии для питания дополнительно установленной на борту аппаратуры. Боевая машина типа Ту-16 стала для советской авиационной науки настоящим первопроходцем в классе тяжелых реактивных самолетов. Только американский стратегический бомбардировщик типа В-52 и советский стратегический бомбардировщик типа Ту-95, о котором речь пойдет чуть ниже, могут сравниться с ним по «долголетию». В течение 40 лет его боевой «службы» было создано около 50-ти модификаций самолета типа Ту-16 [9]. Его силовая установка содержала два турбореактивных двигателя (ТРД) марки РД-3М с тягой 9500 кгс каждый. Основные тактико-технические характеристики самолета типа Ту-16 [9]: дальность полета – 6350 км; максимальная взлетная масса – 79000 кг; масса без топлива и груза – 37200 кг; максимальная скорость полета на высоте – 1050 км/ч; потолок (высота) подъема – 12300 м; длина – 34,8 м; размах крыльев – 33 м; площадь крыла –

164,6 м<sup>2</sup>; максимальная масса топлива – 36000 кг; экипаж – 6 чел. По своим техническим характеристикам и компоновке боевой самолет Ту-16 оказался настолько удачным, что это позволило А.Н. Туполеву и его ОКБ без особых проблем в короткие сроки создать на его основе первый советский пассажирский реактивный авиалайнер типа Ту-104 (рис. 6) [6, 9, 10].



Рис. 6. Один из первых в мире советский реактивный многоместный пассажирский самолет типа Ту-104 («Русский верблюд» по терминологии стран НАТО) разработки А.Н. Туполева (1956 г.) на базе боевого самолета типа Ту-16 [6]

Летчик-испытатель Ю. Алашеев 17 июля 1955 г. поднял в воздух опытный экземпляр гражданского самолета Ту-104, а со следующего года в СССР началось серийное производство этой машины на Харьковском авиазаводе [10]. В 1956 г. СССР, благодаря созданию самолета типа Ту-104, удалось поразить западный мир, когда во время визита его лидера Н.С. Хрущёва в Англию последний с правительственной делегацией прилетел в г. Лондон на этом авиалайнере. Основные тактико-технические характеристики самолета типа Ту-104 с двумя ТРД марки АМ-3 (с тягой 8750 кгс) [10]: максимальная взлетная масса – 74500 кг; масса пустой машины – 42800 кг; коммерческая нагрузка – 9000 кг; запас топлива – 26500 кг; максимальная дальность полета с коммерческой нагрузкой – 2120 км; максимальная скорость полета на высоте – 950 км/ч; потолок (высота) подъема – 11500 м; количество пассажиров на борту – 50-110; длина – 38,9 м; размах крыльев – 34,5 м; площадь крыла – 174,4 м<sup>2</sup>; экипаж – 5 чел. Бортовое оборудование пассажирского самолёта Ту-104 во многом было аналогично оборудованию боевого самолета Ту-16. В его состав входили [10]: автопилот АП-5-2 или АП-6; вариометр ВАР-30-3; высотомер ВД-20; указатель скорости КУС-1200; радиовысотомер РВ-2; астрокомпас АК-49; радиотехническая система ближней навигации РСБН-2; бортовая радиолокационная станция (РЛС) РБП-4Г; радиокомпас АРК-5; гироскопический ГПК-52; дистанционный гиромагнитный компас ДГМК-7; курсо-глиссадная система СП-50 «Материк», курсо-глиссадная система ИЛС (курсовой радиоприёмник КРП-Ф, глиссадный радиоприёмник ГРП-2, маркерный радиоприёмник МРП-48 или МРП-56П); связанная радиостанция (приёмник УС-9, передатчик 1-РСБ-70).

Появление пассажирского самолета Ту-104 позволило СССР в кратчайшие сроки выйти на международный уровень авиаперевозок. На нем гражданским пользователем «Аэрофлотом» выполнялись международные и внутренние рейсы средней протяженности. Эксплуатация самолета типа Ту-104 «Аэрофлотом» завершилась в декабре 1979 г. Опыт создания данного пас-

сажирского самолета был использован А.Н. Туполевым и его ОКБ при проектировании нового советского авиалайнера типа Ту-134 (рис. 7) [10].



Рис. 7. Советский среднемагистральный реактивный двухмоторный пассажирский самолет типа Ту-134 разработки А.Н. Туполева (1967 г.) [6]

Пассажирский среднемагистральный самолет типа Ту-134 оказался весьма удачным авиалайнером-«долгожителем», эксплуатация которого на территории России продолжается с 1967 г. и по сей день (более 50 лет!) [10]. Отметим, что до создания самолета Ту-134 А.Н. Туполевым, назначенным в 1956 г. Генеральным конструктором ОКБ-156 Минавиапром СССР, были разработаны ближнемагистральные реактивные пассажирские самолеты типа Ту-110 (1957 г.) и Ту-124 (1960 г.), а также сверхзвуковой реактивный бомбардировщик типа Ту-22 (1959 г.) [5]. Тогда же А.Н. Туполев и его коллеги по ОКБ активно продолжали работы по созданию для дальней авиации турбовинтового стратегического бомбардировщика типа Ту-95 (рис. 8), ставшего отдельной яркой «страницей» в научно-технической биографии этого ученого [11].



Рис. 8. Советский турбовинтовой четырехмоторный стратегический бомбардировщик типа Ту-95 («Атомный медведь» по терминологии стран НАТО) разработки А.Н. Туполева и его коллег-авиаконструкторов по ОКБ-156 (1956 г.) [7, 8]

Удивительным фактом в авиации является то, что стратегический бомбардировщик типа Ту-95 (эта «летающая крепость» с несколькими термоядерными зарядами на борту [7, 8]), разработанный и созданный под руководством А.Н. Туполева более 60-ти лет тому назад, до сих пор находится в боевом «строю» ВВС России и обеспечивает в воздушном пространстве ее обороноспособность. Таких примеров «долголетия» в авиационной технике крайне мало. В этом отношении с военным ТУ-95 может сравниться лишь наш отечественный пассажирский винтовой одномоторный самолет типа АН-2 с поршневым двигателем, разработанный в 1947 г. выдающимся украинским авиаконструктором Олегом Константиновичем Антоновым [5].

Укажем, что в зрелом возрасте основным направлением научно-технического творчества авиаконструктора А.Н. Туполева являлись тяжелые самолеты с высокой полезной нагрузкой. Взяв за базовую конструкцию боевой самолет типа Ту-95, он в 1958 г.

в своем ОКБ создал уникальный пассажирский ЛА типа Ту-114 (рис. 9), намного опередивший свое время [5]. Надежный сверхдальний аэробус на многие годы завоевал лидерство на линиях большой протяженности, не имея в мире аналогов по экономической эффективности. За годы эксплуатации самолетами Ту-114 поставлено 32 мировых рекорда и отсутствуют данные в графе летных происшествий с этими ЛА [5].



Рис. 9. Советский магистральный (межконтинентальный) турбовинтовой четырехмоторный пассажирский самолет-аэробус типа Ту-114 разработки А.Н. Туполева (1958 г.) [6]

31 декабря 1968 г. впервые поднялся в воздух первый в мире сверхзвуковой пассажирский самолёт типа Ту-144 разработки А.Н. Туполева и его сына А.А. Туполева [5]. В настоящее время этот тип самолета из-за ряда причин в России снят с эксплуатации.

В 1971 г. на линиях советского «Аэрофлота» появился среднемагистральный реактивный трехмоторный пассажирский самолет-аэробус Ту-154, находящийся до сих пор в российском летном «строю» [11].

Олицетворением российской авиационной мощи в настоящее время является сверхзвуковой реактивный стратегический бомбардировщик-ракетоносец типа Ту-160 (рис. 10), разработанный в 1980-х годах в ОКБ имени А.Н. Туполева [12]. Этот самолет оборудован крылом изменяемой стреловидности. Он способен нести крылатые ракеты с термоядерным зарядом. На вооружении самолет типа Ту-160 состоит с 1984 г. Всего было построено 35 таких самолетов. По состоянию на 2013 г. в составе ВВС России находилось 16 самолетов типа Ту-160 [12]. Он стал ответом России на военную программу США АМСА («Развитый пилотируемый стратегический самолет»), в рамках которой был создан известный американский стратегический бомбардировщик типа В-1 «Lancer» [6, 12].



Рис. 10. Российский реактивный четырехмоторный стратегический бомбардировщик типа Ту-160 («Белый лебедь» по терминологии стран НАТО) разработки ОКБ имени А.Н. Туполева (1984 г., главный конструктор – В.И. Близинок) [6]

Сверхзвуковой ракетоносец типа ТУ-160 был запущен в серийное производство в 1984 г. на Казанском авиационном заводе. Дальний бомбардировщик-ракетоносец Ту-160 является дорогостоящим военным продуктом с уникальными техническими характеристиками. Стоимость изготовления одного ракетоносца



типа ТУ-160 составляет порядка \$250 млн. Укажем некоторые тактико-технические характеристики самолета Ту-160 с турбореактивными двигателями типа НК-32 [12]: максимальная дальность полета – 12300 км; максимальная скорость полета – 2200 км/ч; крейсерская скорость полета – 960 км/ч; длина машины – 54 м; размах крыльев – 56 м. Является единственным в России военным изделием, получившим собственное имя. Эти самолеты носят имена известных российских богатырей (например, «Илья Муромец»), конструкторов (например, «Виталий Копылов»), летчиков (например, «Валерий Чкалов») и др.

Великим авиационным конструктором XX века, д.т.н., академиком АН СССР, генерал-полковником-инженером А.Н. Туполевым была создана известная в мире авиационная научная школа, воспитавшая таких видных российских авиаконструкторов как [5]: В.М. Петляков, П.О. Сухой, В.М. Мясищев, А.И. Путилов, В.А. Чижовский, А.А. Архангельский, М.Л. Миль, А.П. Голубков, И.Ф. Незваль, С.А. Лавочкин и А.А. Туполев. Он являлся в СССР единственным авиаконструктором, решавшим задачи создания тяжелых до и сверхзвуковых самолетов разных назначений [11].

**3. Общечеловеческие качества авиаконструктора А.Н. Туполева.** Каким человеком в жизни был этот выдающийся российский авиаконструктор? Являясь крупным ученым и конструктором, руководителем огромного многотысячного коллектива инженеров, технологов, летчиков-испытателей, техников и рабочих Андрей Николаевич всегда оставался очень простым и дружелюбным человеком [5, 13]. Любил свою семью, дорожил своими близкими, обожал природу, компанию друзей и вкусную еду. В быту он отличался крайней консервативностью: предпочитал носить старую, но удобную одежду. Любил путешествовать. В деловых зарубежных поездках изучал не только иностранную науку и технику, но и местную природу, людей и их обычаи. На отдыхе в Подмосковье предпочтение отдавал охоте, рыбалке и игре в волейбол. Перед сном регулярно читал художественную литературу. Его речь отличалась краткостью и емкостью. Его многие фразы стали афоризмами среди коллег. Андрей Николаевич поддерживал дружеские отношения с И.В. Курчатовым, А.П. Виноградовым, А.Т. Твардовским, М.В. Келдышем, П.Л. Капицей и многими другими выдающимися людьми того времени, в котором он жил и творил. К нему на работу часто приезжал побеседовать Сергей Павлович Королев, ставший выдающимся советским и всемирно известным конструктором ракетно-космической техники. Позже С.П. Королев в своих воспоминаниях о тех встречах с А.Н. Туполевым говорил о том, что «*учился у Андрея Николаевича стилю работы*» [5, 13]. Кстати, под руководством Андрея Николаевича Сергей Королев выполнил свой дипломный проект и стал инженером-механиком. До своих последних дней жизни он интересовался производственными делами в ОКБ. Похоронен на Новодевичьем кладбище (рис. 11) [3, 5].

В 2001 г. на одной из стен всемирно известного Московского государственного технического университета (бывшего МВТУ) имени Н.Э. Баумана появилась бронзовая мемориальная доска (рис. 12), установленная в честь своего выдающегося студента [15].



Рис. 11. Надгробный памятник великому авиаконструктору XX века, трижды Герою Труда А.Н. Туполеву (Новодевичье кладбище, г. Москва, 2012 г.; скульптор – Г. Тоидзе) [14]



Рис. 12. Бронзовая мемориальная доска в честь А.Н. Туполева на здании Московского государственного технического университета имени Н.Э. Баумана, где учился А.Н. Туполев (открыта 17 мая 2001 г.; скульптор – Г. Мешинев) [15]

#### 4. Награды и знаки признания А.Н. Туполева.

За свои выдающиеся заслуги в самолетостроении Андрей Николаевич Туполев был награжден тремя золотыми медалями Героя Труда «Серп и Молот» (1945 г., 1957 г., 1972 г.), 14 советскими (1933 г., 1936 г., 1944 г., 1945 г., 1947 г., 1949 г., 1953 г., 1957 г., 1958 г., 1968 г., 1971 г., 1972 г.) и одним иностранным (1964 г.) орденами. Является лауреатом пяти Государственных премий СССР (1943 г., 1948 г., 1949 г., 1952 г., 1972 г.) и одной Ленинской премии СССР (1957 г.). Он стал Почетным гражданином г. Парижа (1964 г.), г. Нью-Йорка (1964 г.) и г. Жуковский (Московской обл., 1968 г.). Ему были присуждены премия имени Н.Е. Жуковского АН СССР (1958 г.), золотая медаль международной авиационной федерации FAI (1958 г.), международная премия имени Леонардо да Винчи (1971 г.) и золотая медаль Общества основоположников авиации Франции (1971 г.). Он был избран Почетным членом Королевского авиационного общества Великобритании (1970 г.) и Американского института аэронавтики и астронавтики (1971 г.). Ему был установлен бронзовый бюст Героя в г. Кимры (Тверская обл., Россия). Именем А.Н. Туполева были названы набережная в г. Москве, улицы в г. Санкт-Петербурге, г. Киеве, г. Ульяновске, г. Кимрах и г. Жуковском. Имя авиаконструктора А.Н. Туполева носит в настоящее время в г. Москве широко известный в мире российский Авиационный научно-технический комплекс (продолжатель традиций легендарного ОКБ имени А.Н. Туполева). Его имя было присвоено Казанскому авиационному институту. Один из островов России в Карском море был назван в его честь [3, 5].

**Выводы.** Выдающийся авиаконструктор 20-го столетия А.Н. Туполев оставил заметный «след» в российском и мировом самолетостроении. Под его научно-техническим руководством было разработано свыше 100 типов военных и гражданских самолетов,

70 из которых выпускались авиационной промышленностью СССР серийно. Он внес огромный личный вклад в обеспечение обороноспособности советской страны. В народной памяти академик АН СССР А.Н. Туполев остается одним из создателей широкой гаммы самолетов пассажирского авиационного парка. Его турбореактивные пассажирские самолеты, а также тяжелые турбовинтовые и турбореактивные стратегические бомбардировщики до сих пор «бороздят» мировое воздушное пространство и выполняют возложенные на них общегражданские и боевые задачи.

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. <http://olymp.aviaschool.net/lra-xml/creator/debug/units/unit23.html>.
2. Баранов М.И. Антология выдающихся достижений в науке и технике. Часть 47: Авиаконструктор Игорь Сикорский и его свершения в самолето- и вертолетостроении // *Электротехника і електромеханіка*. – 2019. – №1. – С. 3-8. doi: 10.20998/2074-272X.2019.1.01.
3. <http://to-name.ru/biography/andrej-tupolev.htm>.
4. Кербер Л.Л. Ту – человек и самолет. – М.: Советская Россия, 1973. – 288 с.
5. <https://topwar.ru/22395-velikiy-aviakonstruktor-rossii.html>.
6. <http://olymp.aviaschool.net/lra-xml/creator/debug/units/unit17.html>.
7. Баранов М.И. Антология выдающихся достижений в науке и технике. Часть 7: Создание ядерного и термоядерного оружия // *Электротехника і електромеханіка*. – 2012. – №2. – С. 3-15. doi: 10.20998/2074-272X.2012.2.01.
8. Баранов М.И. Антология выдающихся достижений в науке и технике: Монография в 3-х томах. Том 1. – Х.: НТМТ, 2011. – 311 с.
9. <https://ru.wikipedia.org/wiki/Ту-16>.
10. <https://ru.wikipedia.org/wiki/Ту-104>.
11. [http://www.warheroes.ru/hero/hero.asp?Hero\\_id=10008#](http://www.warheroes.ru/hero/hero.asp?Hero_id=10008#).
12. <https://militaryarms.ru/voennaya-texnika/aviaciya/bombardirovshhik-tu-160>.
13. Бодрихин Н.Г. Туполев (серия ЖЗЛ). – М.: Молодая гвардия, 2011. – 456 с.
14. <http://www.warheroes.ru/hero/hero.asp?id=11105>.
15. <http://www.warheroes.ru/hero/hero.asp?id=25194>.

#### REFERENCES

1. Available at: <http://olymp.aviaschool.net/lra-xml/creator/debug/units/unit23.html> (accessed 11 April 2016). (Rus).
2. Baranov M.I. An anthology of the distinguished achievements in science and technique. Part 47: Aircraft designer Igor Sikorsky and his accomplishments in design of airplanes and helicopters. *Electrical engineering & electromechanics*, 2019, no.1, pp. 3-8. doi: 10.20998/2074-272X.2019.1.01.
3. Available at: <http://to-name.ru/biography/andrej-tupolev.htm> (accessed 24 May 2016). (Rus).
4. Kerber L.L. *Tu – chelovek i samolet* [Tu – man and airplane]. Moscow, Soviet Russia Publ., 1973. 288 p. (Rus).
5. Available at: <https://topwar.ru/22395-velikiy-aviakonstruktor-rossii.html> (accessed 05 October 2017). (Rus).
6. Available at: <http://olymp.aviaschool.net/lra-xml/creator/debug/units/unit17.html> (accessed 15 May 2017). (Rus).
7. Baranov M.I. An anthology of outstanding achievements in science and technology. Part 7: Nuclear and thermonuclear weapon creation. *Electrical engineering & electromechanics*, 2012, no.2, pp. 3-15. doi: 10.20998/2074-272X.2012.2.01.
8. Baranov M.I. *Antologija vydaushchikhsia 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).
9. Available at: [https://en.wikipedia.org/wiki/Tupolev\\_Tu-16](https://en.wikipedia.org/wiki/Tupolev_Tu-16) (accessed 19 June 2016).
10. Available at: [https://en.wikipedia.org/wiki/Tupolev\\_Tu-104](https://en.wikipedia.org/wiki/Tupolev_Tu-104) (accessed 22 July 2016).
11. Available at: [http://www.warheroes.ru/hero/hero.asp?Hero\\_id=10008#](http://www.warheroes.ru/hero/hero.asp?Hero_id=10008#) (accessed 05 May 2016). (Rus).

12. Available at: <https://militaryarms.ru/voennaya-texnika/aviaciya/bombardirovshhik-tu-160> (accessed 04 June 2016). (Rus).
13. Bodrikhin N.G. *Tupolev (seriya ZHZL)* [Tupolev (Series of ZHZL)]. Moscow, Young Household Troops Publ., 2011. 456 p. (Rus).
14. Available at: <http://www.warheroes.ru/hero/hero.asp?id=11105> (accessed 04 September 2017). (Rus).
15. Available at: <http://www.warheroes.ru/hero/hero.asp?id=25194> (accessed 04 September 2017). (Rus).

Поступила (received) 09.10.2018

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 48: Aircraft designer Andrey Tupolev and his accomplishments in airplane design.

**Purpose.** Preparation of a short scientifically-historical essay about one of founders of world airplane design, prominent Soviet aircraft designer A.N. Tupolev. **Methodology.** Known scientific methods of collection, analysis and analytical treatment of scientific and technical information regarding becoming and development of Soviet and world aviation and resulted in scientific monographs, journals and internet-reports. **Results.** A short scientifically-historical essay is presented about a prominent Soviet aircraft designer Andrey Nikolaevich Tupolev, becoming in the 20<sup>th</sup> century one of founders of Soviet and world aviation. Basic scientific and technical achievements of A.N. Tupolev indicated in area of airplane design, bringing Soviet military and civil aviation around to extraordinary world heights. Basic tactical and technical descriptions are described regarding created under his scientific and technical guidance of such known types of civil airplanes as ANT-25, Tu-104, Tu-134, Tu-154 and Tu-114, and also military airplanes of type Tu-2, Tu-16 and Tu-95. Short information is resulted about flying descriptions of the modern Russian supersonic strategic bomber of type Tu-160, created in 1980-th in the design bureau name after A.N. Tupolev. It is marked that under guidance of A.N. Tupolev over 100 types of airplanes of the military and civil setting were developed in the former USSR, 70 from which are produced by aviation industry of country serially. It is indicated that Doctor of Technical Sciences, Academician of the Academy of Sciences of the USSR, Colonel-General-Engineer A.N. Tupolev was a founder known in the world of aviation scientific school, preparing many famous Russian aircraft designers. Information, touching handed him domestic and foreign governmental rewards and other authoritative signs of confession of prominent merits of great aircraft designer A.N. Tupolev world scientific and technical public is resulted in airplane design. **Originality.** Certain systematization is executed known from scientific publications and other scientific and technical materials media regarding becoming and development of Soviet and world aviation and considerable scientific and technical contribution to the military and civil airplane design of prominent Soviet aircraft designer A.N. Tupolev. **Practical value.** Scientific popularization and deepening for the students of higher schools, engineering, technical and scientific workers of scientific and technical knowledge in the field of history of becoming and development of Soviet and world airplane design, extending their scientific and technical range of interests and further development of scientific and technical progress in society. References 15, figures 12.

**Key words:** aviation, prominent Soviet aircraft designer Andrey Tupolev, his basic achievements in airplane construction, scientifically-historical essay.

В.С. Маляр, А.В. Маляр, А.С. Андреїшин

## МЕТОД РОЗРАХУНКУ МЕХАНІЧНИХ ХАРАКТЕРИСТИК АСИНХРОННИХ ДВИГУНІВ З КОРОТКОЗАМКНЕНИМ РОТОРОМ

*Запропоновано алгоритм розрахунку механічних характеристик асинхронних двигунів з короткозамкненим ротором при різних частотах напруги живлення. В основу розрахунку покладено математичну модель асинхронного двигуна, в якій враховується насичення магнітопроводу і витіснення струму в стержнях короткозамкненого ротора. Електромагнітні процеси у двигуні описуються системою нелінійних рівнянь електричної рівноваги, записаної в перетворених до ортогональних осей координат, яка розв'язується ітераційним методом Ньютона разом з методом продовження по параметру. Для обчислення потокосцеплень контурів та диференціальних індуктивностей використовуються характеристики намагнічування основним магнітним потоком, а також потоками розсіювання статора і ротора. Для урахування витіснення струму в стержнях ротора короткозамкнена обмотка подається у вигляді багатопшарової структури, утвореної розбиттям стержнів по висоті на кілька шарів. Бібл. 10, рис. 3.*

*Ключові слова:* асинхронний двигун, короткозамкнена обмотка, статичні характеристики, насичення, витіснення струму.

*Предложен алгоритм расчета механических характеристик асинхронных двигателей с короткозамкнутым ротором при разных частотах напряжения питания. В основу расчета положена математическая модель асинхронного двигателя, в которой учитывается, насыщение магнітопровода и вытеснение тока в стержнях короткозамкнутого ротора. Электромагнитные процессы в двигателе описываются системой нелинейных уравнений электрического равновесия, составленной в преобразованных к ортогональным осям координат, которая решается итерационным методом Ньютона вместе с методом продолжения по параметру. Для вычисления потокосцеплений контуров и дифференциальных индуктивностей используются характеристики намагничивания основным магнитным потоком, а также потоками рассеяния статора и ротора. Для учета вытеснения тока в стержнях ротора короткозамкнутая обмотка представляется в виде многослойной структуры, образованной разбитием стержней по высоте на несколько слоев. Библ. 10, рис. 3.*

*Ключевые слова:* асинхронный двигатель, короткозамкнутая обмотка, статические характеристики, насыщение, вытеснение тока.

**Вступ.** В сучасних асинхронних електроприводах для регулювання швидкості обертання ротора застосовують перетворювачі частоти. Такий спосіб регулювання забезпечує високі техніко-економічні показники, оскільки частотно-керуваний електропривод відкриває широкі можливості використання асинхронних двигунів (АД) в якісно нових технологічних процесах і забезпечує високу енергоефективність. Розроблення надійних і якісних мікропроцесорних систем дає змогу з високою точністю керувати роботою електроприводу відповідно до вимог конкретного технологічного процесу, що не тільки забезпечує його якість, але й економію електроенергії. Теоретичні й практичні аспекти частотного керування викладені в багатьох фундаментальних працях [1-4], а особливості й аналіз скалярного та векторного керування – в оглядових статтях [5, 6]. Однак проблема розроблення методів дослідження механічних характеристик АД при різних законах зміни напруги живлення, незважаючи на велику кількість публікацій, залишається не вирішеною на належному рівні.

Як відомо, зміною частоти напруги живлення АД можна плавно регулювати кутову швидкість обертання магнітного поля статора, причому ковзання ротора при цьому не змінюється. Для електроприводів з малим діапазоном регулювання і порівняно невисокими динамічними властивостями використовують так зване скалярне керування [1, 4], яке є порівняно простим в реалізації. На відміну від векторного, воно засноване на використанні модулів величин, якими визначається електромагнітний момент. Оскільки електромагнітні процеси залежать від внутрішніх параметрів

АД, то неточність їх визначення призводить до неточності визначення електромагнітного моменту  $i$ , як наслідок, значних відхилень швидкості обертання ротора від заданої [1]. Це зумовлено тим, що в існуючих алгоритмах керування частотно-регульованими асинхронними електроприводами використовуються математичні моделі АД, побудовані на основі заступних схем або лінійних диференціальних рівнянь [1-4], а механічні характеристики розраховуються за формулою Клосса, яка є наближеною. Зміна параметрів короткозамкненого ротора, зокрема активного опору, не враховується або враховується відповідними коефіцієнтами. Використання класичних заступних схем не дає можливості адекватно врахувати всі чинники, що впливають на процеси в двигуні при зміні частоти, і не гарантує достовірності результатів розрахунку, особливо для глибокопазних АД. Не вирішують проблеми адекватності результатів математичного моделювання і заступні схеми із змінними частотнозалежними параметрами, оскільки внаслідок насичення магнітопроводу потокосцеплення контурів АД, а отже і електромагнітні параметри нелінійно залежать від усіх його струмів і їх частоти.

Для керування роботою АД, який працює в системі частотно-регульованого електропривода, необхідно знати значення його внутрішніх параметрів, зокрема активних й реактивних опорів обмоток статора та ротора, які неперервно змінюються. Беззаперечно, що найбільш точно їх можна визначити на основі розв'язування задачі в польовій постановці [7, 8],



однак такі програми потребують значного обсягу пам'яті та часу на розрахунок, а тому не можуть задовольнити вимог щодо швидкодії реагування частотно-перетворювача на перебіг процесу. Проміжне становище займають колові методи розрахунку електромагнітних параметрів та активних опорів. Отже актуальною є задача розроблення математичної моделі, яка дає змогу розраховувати механічні характеристики з урахуванням зміни параметрів внаслідок насичення магнітопроводу і витіснення струму в стержнях короткозамкненої обмотки як таких, що мають визначальний вплив на характеристики АД. Крім того, для ефективного частотного керування електроприводом важливим і визначальним чинником є швидкодія і громіздкість програм розрахунку частотних характеристик асинхронних електроприводів, які покладені в основу алгоритмів керування.

**Метою роботи** є розроблення числового методу розрахунку механічних характеристик при різних законах зміни напруги живлення АД та її частоти з використанням математичної моделі, в основу якої покладено рівняння електромагнітної рівноваги контурів двигуна, які дають можливість враховувати насичення магнітопроводу і витіснення струму в стержнях короткозамкненого ротора.

**Математична модель.** Об'єктом дослідження є АД з короткозамкненою обмоткою ротора, який живиться від трифазної мережі з симетричною системою напруг. Для аналізу електромагнітних процесів в АД використовується математична модель, створена з використанням ортогональних координатних осей, яка дає змогу здійснити аналіз процесів шляхом комп'ютерного моделювання з урахуванням як насичення, так і витіснення струму в стержнях короткозамкненої обмотки ротора з мінімальним обсягом обчислень. Для врахування насичення використовуються характеристики намагнічування як основним магнітним потоком, так і потоками розсіювання, а для врахування витіснення струму стержні разом із короткозамикаючими кільцями розділяються по висоті на  $n$  шарів, внаслідок чого на роторі отримуємо  $n$  обмоток, які охоплені різними магнітними потоками розсіювання. Ідея такого підходу викладена в [9]. Як показано в [10], на практиці  $n \leq 5$ . Трифазну обмотку статора та багатофазну обмотку ротора приводимо до двофазних обмоток за загальноприйнятою методикою.

Електромагнітні процеси в динамічних режимах АД описуються системою диференціальних рівнянь, яка в системі ортогональних осей  $x, y$  за умови постійної швидкості обертання ротора зводяться до алгебричних. Якщо сумістити зображуючий вектор напруги живлення з віссю  $x$ , що зазвичай практикується, ця система має вигляд

$$\begin{aligned} \omega_0 \psi_{sy} - r_r i_{sx} + U_m &= 0; \\ -\omega_0 \psi_{sx} - r_s i_{sy} &= 0; \\ s \omega_0 \psi_{r1y} - r_1 i_{r1x} &= 0; \\ -s \omega_0 \psi_{r1x} - r_1 i_{r1y} &= 0; \\ &\dots \\ s \omega_0 \psi_{rny} - r_n i_{rnx} &= 0; \\ -s \omega_0 \psi_{rnx} - r_n i_{rny} &= 0, \end{aligned} \quad (1)$$

де  $U_m$  – амплітудне значення фазної напруги;  $\psi_{sx}, \psi_{sy}, \psi_{r1x}, \psi_{r1y}, \dots, \psi_{rnx}, \psi_{rny}$  – потокозчеплення та струми  $i_{sx}, i_{sy}, i_{r1x}, i_{r1y}, \dots, i_{rnx}, i_{rny}$  – перетворених контурів статора і ротора відповідно;  $r_s, r_{r1}, \dots, r_{rn}$  – активні опори цих контурів;  $\omega$  – кутова частота напруги живлення;  $s$  – ковзання ротора.

Потокозчеплення контурів визначаються на основі використання кривих намагнічування основним магнітним потоком  $\psi_\mu$  та потоками розсіювання обмоток  $\psi_{\sigma s}$  статора та  $\psi_{\sigma r}$  ротора

$\psi_\mu = \psi_\mu(i_\mu), \psi_{\sigma s} = \psi_{\sigma s}(i_s), \psi_{\sigma r} = \psi_{\sigma r}(i_r)$ .  
де  $i_\mu, i_s, i_r$  – модулі зображувальних векторів відповідних струмів: намагнічування, статора та ротора

$$i_\mu = \sqrt{(i_{sx} + i_{rx})^2 + (i_{sy} + i_{ry})^2};$$

$$i_s = \sqrt{i_{sx}^2 + i_{sy}^2}; \quad i_r = \sqrt{i_{rx}^2 + i_{ry}^2}.$$

Оскільки стержень розділений по висоті на  $n$  елементів, то струми ротора визначаються як сума струмів у них

$$i_{rx} = \sum_{j=1}^n i_{rjx}; \quad i_{ry} = \sum_{j=1}^n i_{rjy}.$$

Електромагнітний момент АД, в координатних осях  $x, y$  визначається за формулою

$$M_e = 1,5 p_0 (\psi_{sx} i_{sy} - \psi_{sy} i_{sx}),$$

де  $p_0$  – кількість пар полюсів.

Активна і реактивна потужності визначаються за формулами

$$P = 1,5 (u_{sx} i_{sx} - u_{sy} i_{sy}); \quad Q = 1,5 (u_{sy} i_{sx} - u_{sx} i_{sy}).$$

**Алгоритм розрахунку характеристик.** Основою алгоритму є розрахунок усталеного режиму роботи АД при заданому ковзанні  $s$ , який описується системою алгебричних рівнянь (1), а статична характеристика розраховується як сукупність усталених режимів. Суть розрахунку усталеного режиму полягає у визначенні векторів струмів та потокозчеплень контурів двигуна, з використанням яких можна визначити електромагнітний момент, активну і реактивну потужності тощо.

За умови заданих значень напруги живлення обмотки статора і ковзання розрахунок усталеного режиму зводиться до розв'язування системи алгебричних рівнянь (1). Внаслідок насичення магнітопроводу АД електромагнітні зв'язки між його електричними контурами нелінійні, отже потокозчеплення кожного контуру нелінійно залежить від вектора струмів

$$\vec{i} = \text{colon}(i_{sx}, i_{sy}, i_{r1x}, i_{r1y}, \dots, i_{rnx}, i_{rny}),$$

які залежать від значення напруги живлення і визначаються електромагнітними параметрами АД.

Одним із найбільш ефективних методів розв'язування нелінійних систем алгебричних рівнянь є ітераційний метод Ньютона, згідно з яким на кожному  $k$ -му кроковій ітерації вектор  $\vec{i}$  уточнюється за формулами

$$\vec{i}^{(k+1)} = \vec{i}^{(k)} - \Delta \vec{i}^{(k)}; \quad \Delta \vec{i}^{(k)} = \vec{Q}^{(k)}, \quad (2)$$

де  $\vec{Q}^{(k)}$  – вектор нев'язок системи (1) при  $\vec{i} = \vec{i}^{(k)}$ ;

$A$  – матриця Якобі, елементами якої є диференціальні індуктивності  $L_{j,k}$  контурів (власних при  $j = k$  і взаємних при  $j \neq k$ ) і їхні активні опори.

Для забезпечення збіжності ітераційного процесу необхідно отримати початкове наближення вектора невідомих, яке знаходиться в зоні притягання методу. Ця задача розв'язується диференціальним методом, суть якого стосовно розв'язуваної задачі полягає в наступному.

Уведемо в систему (1) скалярний параметр  $\varepsilon$  шляхом множення на нього напруги  $u_{sx} = \varepsilon U_m$ . В результаті диференціювання отриманої нелінійної системи по  $\varepsilon$  отримаємо ДР вигляду

$$A \frac{d\vec{i}}{d\varepsilon} = \vec{u}, \quad (3)$$

де  $\vec{u} = \text{colon}(U_m, 0, \dots, 0)$ .

Інтегрування по параметру  $\varepsilon$  в межах від  $\varepsilon = 0$  до  $\varepsilon = 1$  еквівалентне збільшенню прикладеної напруги від нуля до заданого значення. Початкові умови (значення вектора  $\vec{i}$ ) – нульові, оскільки при  $\varepsilon = 0$  вектор прикладених напруг дорівнює нулю. На кожному крокові інтегрування уточнюємо вектор  $\vec{i}$  методом Ньютона. Поступове нарощування прикладеної напруги дає змогу на кожному крокові забезпечити збіжність ітераційного процесу, а отже за кілька кроків інтегрування методом Ейлера отримати значення вектора струмів  $\vec{i}$  при заданому значенні амплітуд фазних напруг  $U_m$ .

Отримані значення є початковими умовами для розрахунку характеристик як залежностей координат від ковзання.

Таким чином, алгоритм розрахунку пускової статичної характеристики складається з двох етапів: на першому здійснюється розрахунок усталеного режиму роботи АД при заданих значеннях ковзання і напруги живлення обмотки статора, а на другому – розрахунок багатовимірної статичної характеристики як залежностей  $\vec{i} = \vec{i}(s)$  координат вектора струмів контурів від ковзання. При цьому напруга і частота приймаються незмінними, а ковзання змінюється в заданих межах. Зокрема, для розрахунку статичної механічної характеристики АД при заданій частоті напруги живлення необхідно задати значенням ковзання  $s = 1$  і за викладеним вище алгоритмом визначити значення координат режиму при заданому значенні амплітуди напруги живлення, а потім, поступово зменшуючи величину ковзання з кроком  $\Delta s$  до нуля, ітераційним методом розрахувати багатовимірну залежність  $\vec{i} = \vec{i}(s)$ , а отже і  $\vec{\psi} = \vec{\psi}(s)$  та електромагнітного моменту  $M = M(s)$ .

На кожному крокові інтегрування, а також ітераційного уточнення вектора  $\vec{i}$  методом Ньютона необхідно визначати диференціальні індуктивності контурів як є нелінійні функції вектора  $\vec{i}$  струмів.

**Результати досліджень.** Приклад результатів розрахунку характеристик двох типів АД однакової потужності, які відрізняються кількістю пар полюсів, один з яких має звичайне виконання (4A160S4Y3,  $P = 15$  кВт,  $U = 220$  В,  $I = 29,2$  А,  $p_0 = 3$ ), а другий – підвищений пусковий момент (4AP160S4Y3,

$P = 15$  кВт,  $U = 220$  В,  $I = 29,9$  А,  $p_0 = 2$ ) за рахунок подвійної клітки ротора наведено на рис. 1.

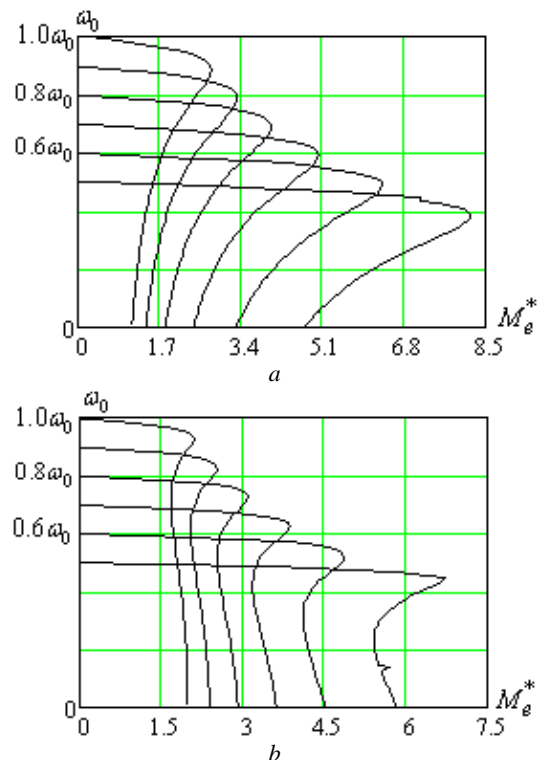


Рис. 1. Механічні характеристики двигунів 4A160S4Y3 (a) і 4AP160S4Y3 (b), розраховані при незмінній амплітуді напруги живлення і різних її частотах  $f$

На рис. 2 наведені механічні характеристики двигунів, розраховані при різних частотах напруги живлення за умови регулювання напруги згідно із законом  $U_m/f = \text{const}$ .

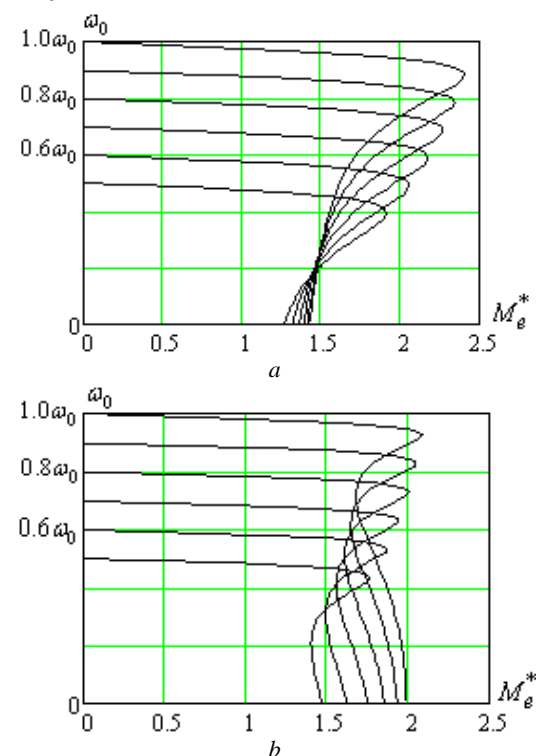


Рис. 2. Механічні характеристики двигунів: 4A160S4Y3 (a) і 4AP160S4Y3 (b), розраховані при різних частотах напруги живлення за умови регулювання напруги за законом  $U_m/f = \text{const}$

Аналіз результатів розрахунків (рис. 1, 2) свідчить, що загальний вигляд характеристик електромагнітного моменту для АД з різною формою пазів короткозамкненої обмотки ротора суттєво відрізняється, а зниження напруги пропорційно до зменшення частоти не забезпечує незмінність перевантажувальної здатності АД.

Наведеним на рис. 2 характеристикам електромагнітного моменту відповідають характеристики активної потужності (рис. 3).

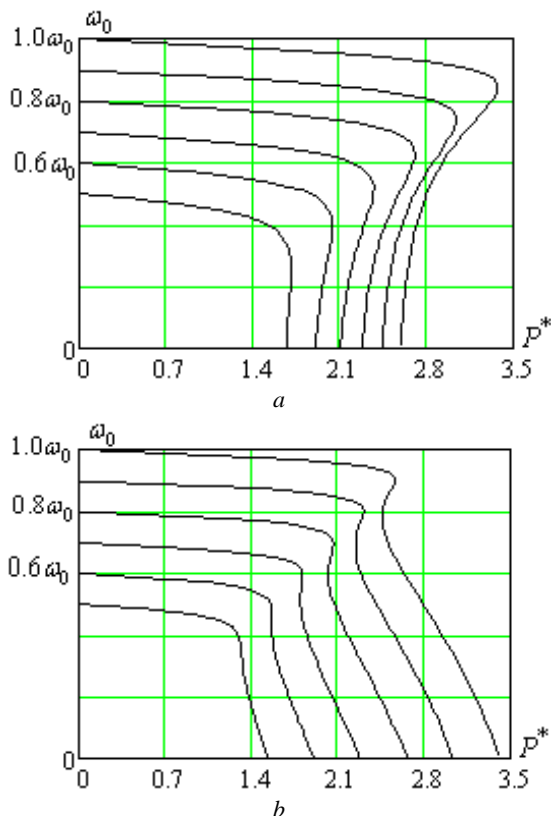


Рис. 3. Характеристики активної потужності, які відповідають зображенням на рис. 2, *a, b* механічним характеристикам

### Висновки.

1. Запропонований метод розрахунку дає змогу методами математичного моделювання здійснювати аналіз механічних характеристик асинхронних двигунів з короткозамкненим ротором з урахуванням насичення та витіснення струмів у стержнях ротора при різних законах регулювання напруги та частоти з метою забезпечення необхідного закону зміни електромагнітного моменту.

2. Розроблений алгоритм розрахунку має в своїй основі математичну модель АД, в якій використовуються реальні, розраховані на основі геометрії магнітопроводу АД характеристики намагнічування, й розділення по глибині пазів стержнів короткозамкненої обмотки на елементарні, що дає змогу адекватно врахувати насичення та витіснення струму, чим забезпечується точність результатів розрахунку.

3. Розроблена математична модель і створений на її основі алгоритм розрахунку може бути використано для проектування частотно-регульованих електроприводів з метою формування необхідних характеристик.

### СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Пивняк Г.Г., Волков А.В. Современные частотно-регулируемые асинхронные электроприводы с широтно-импульсной модуляцией. – Днепропетровск: НГУ, 2006. – 470 с.
2. Novotny D.W., Lipo T.A. Vector Control and Dynamics of AC Drives. – Clarendon Press Oxford, 2003. – 440 p.
3. Pabitra Kumar Behera, Manoj Kumar Behera, Amit Kumar Sahoo. Speed Control of Induction Motor using Scalar Control Technique // International Journal of Computer Applications. Proceedings on International Conference on Emergent Trends in Computing and Communication ETCC. – 2014. – no.1. – pp. 37-39.
4. Aspalli M.S., Asha R., Hunagund P.V. Three phase induction motor drive using IGBTs and constant V/F method // International Journal of Advanced Research in Electrical, Electronics and Instrumentation Engineering. – 2012. – vol.1. – iss.5. – pp. 463-469.
5. Finch J.W., Giaouris D. Controlled AC Electrical Drives // IEEE Transactions on Industrial Electronics. – 2008. – vol.55. – no.2. – pp. 481-491. doi: 10.1109/TIE.2007.911209.
6. Boldea I. Control issues in adjustable speed drives // IEEE Industrial Electronics Magazine. – 2008. – vol.2. – no.3. – pp. 32-50. doi: 10.1109/MIE.2008.928605.
7. Васильковский Ю.Н., Гайденко Ю.А., Цивинский С.С. Определение интегральных характеристик электрических машин методами теории электромагнитного поля // Электротехника і електромеханіка. – 2006. – №1. – С. 28-32. doi: 10.2098/2074-272X.2016.01.05.
8. Мильх В.И., Полякова Н.В. Определение электромагнитных параметров электрических машин на основе численных расчетов магнитных полей // Электротехника і електромеханіка. – 2006. – №2. – С. 40-46. doi: 10.2098/2074-272X.2016.02.09.
9. Rogers G.J., Benaragama D.S. An induction motor model with deep-bar effect and leakage inductance saturation // Archiv für Elektrotechnik. – 1978. – vol.60. – no.4. – pp. 193-201. doi: 10.1007/bf01595160.
10. Stakhiv P., Malyar A. Influence of saturation and skin effect on current harmonic spectrum of asynchronous motor powered by thyristor voltage regulator // Proceedings of the IV<sup>th</sup> International Workshop Computational Problems of Electrical Engineering. – Gdynia, Poland, June 1-3, 2005. – pp. 58-60.

### REFERENCES

1. Pivnyak G.G., Volkov A.V. *Sovremennyye chastotno-reguliruyemye asinkhronnyye elektroprivody s shirotno-impul'snoy moduliyatsiei* [Modern frequency controlled asynchronous electric drives with pulse width modulation]. Dnepropetrovsk, NGU Publ., 2006. 470 p. (Rus).
2. Novotny D.W., Lipo T.A. *Vector Control and Dynamics of AC Drives*. Clarendon Press Oxford, 2003. 440 p.
3. Pabitra Kumar Behera, Manoj Kumar Behera, Amit Kumar Sahoo. Speed Control of Induction Motor using Scalar Control Technique. *International Journal of Computer Applications. Proceedings on International Conference on Emergent Trends in Computing and Communication ETCC*, 2014, no.1, pp. 37-39.
4. Aspalli M.S., Asha R., Hunagund P.V. Three phase induction motor drive using IGBTs and constant V/F method. *International Journal of Advanced Research in Electrical, Electronics and Instrumentation Engineering*, 2012, vol.1, iss.5, pp. 463-469.
5. Finch J.W., Giaouris D. Controlled AC Electrical Drives. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 2008, vol.55, no.2, pp. 481-491. doi: 10.1109/TIE.2007.911209.
6. Boldea I. Control issues in adjustable speed drives. *IEEE Industrial Electronics Magazine*, 2008, vol.2, no.3, pp. 32-50. doi: 10.1109/MIE.2008.928605.



7. Vaskovskyi Yu.N., Gaydenko Yu.A., Tsivinskiy S.S. Integral characterization of electrical machines with electromagnetic field theory methods. *Electrical Engineering & Electromechanics*, 2006, no.1, pp.28-32. doi: 10.2098/2074-272X.2016.01.05.

8. Milykh V.I., Polyakova N.V. Determination of electromagnetic parameters of electric machines based on numerical calculations of magnetic field. *Electrical Engineering & Electromechanics*, 2006, no.2, pp.40-46. doi: 10.2098/2074-272X.2016.02.09.

9. Rogers G.J., Benaragama D.S. An induction motor model with deep-bar effect and leakage inductance saturation. *Archiv für Elektrotechnik*, 1978, vol.60, no.4, pp. 193-201. doi: 10.1007/bf01595160.

10. Stakhiv P., Malyar A. Influence of saturation and skin effect on current harmonic spectrum of asynchronous motor powered by thyristor voltage regulator. *Proceedings of the IV<sup>th</sup> International Workshop Computational Problems of Electrical Engineering*. Gdynia, Poland, June 1-3, 2005. pp. 58-60.

Надійшла (received) 08.11.2018

Маляр Василь Сафронівич<sup>1</sup>, д.т.н., проф.,

Маляр Андрій Васильович<sup>1</sup>, д.т.н., проф.,

Андрейшин Андрій Сергійович<sup>1</sup>, аспірант,

<sup>1</sup> Національний університет «Львівська політехніка»,

79013, Львів, вул. С. Бандери, 12,

тел/phone +380 32 2582119,

e-mail: andrii.v.maliar@lpnu.ua

V.S. Malyar<sup>1</sup>, A.V. Malyar<sup>1</sup>, A.S. Andreishyn<sup>1</sup>

<sup>1</sup> Lviv Polytechnic National University,

12, S. Bandera Str., Lviv, 79013, Ukraine.

#### **A method for calculating mechanical characteristics of induction motors with squirrel-cage rotor.**

*Purpose. Development of a method for calculating mechanical characteristics of induction motors, taking into consideration*

*saturation of the magnetic path and displacement of the current in the rotor bars. **Methodology.** The algorithm is based on calculating the steady-state mode of induction motor operation for a set slip, described by a system of non-linear algebraic equations of electrical equilibrium, whereas the mechanical characteristic is evaluated as a set of steady-state modes using parameter continuation method. The idea of the steady-state mode calculation consists in determining vectors of currents and flux linkages of the motor circuits, using which makes it possible to evaluate the electromagnetic torque, active and reactive powers, etc. **Results.** The study resulted in the development of a method and algorithm for calculating static characteristics of induction motors, which allows looking into the effect of different laws of voltage regulation on the mechanical characteristics, depending on the frequency change. **Originality.** An algorithm for calculating mechanical characteristics of the squirrel-cage induction motor was developed based on the mathematical model of the induction motor in which electromagnetic parameters are calculated using real saturation curves for the main magnetic flux and leakage fluxes, and displacement of the current in the rotor bars is evaluated by presenting the rotor winding as a multi-layer structure. Applying the transformation of the electrical equilibrium equations into the orthogonal axes enabled a significant reduction of calculation volume without impairing the accuracy of the results. **Practical value.** The developed algorithm allows studying the effect of different laws of scalar regulation of the voltage on the mechanical characteristics of the induction motor in order to obtain the necessary torque-speed curves for their optimization. It can be used for programming frequency converters. References 10, figures 3.*

*Key words: induction motor, squirrel-cage rotor, static characteristics, saturation, displacement of the current.*

В.С. Петрушин, Ю.Р. Плоткин, Р.Н. Еноктаев, Н.С. Прокопенко

## ИССЛЕДОВАНИЕ ДИНАМИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК АСИНХРОННЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ В ЭЛЕКТРОПРИВОДАХ С СОГЛАСУЮЩИМИ ТРАНСФОРМАТОРОМ И РЕДУКТОРОМ

*Розглянуто використання розроблених алгоритмів для моделювання динамічних режимів двох асинхронних двигунів в електроприводах, що працюють на певну циклограму навантаження, при включенні узгоджувальних трансформатора і редуктора. Враховано мінливість параметрів схем заміщення двигунів, пов'язана зі зміною насичення магнітних кіл і витісненням струмів в обмотках роторів. Отримано і зіставлені динамічні характеристики струмів і потужностей, споживаних двигунами. Залежності ККД і коефіцієнта потужності двигунів дозволили визначити середньоциклічні енергетичні показники. Знайдено масогабаритні і вартісні показники варіантів електроприводів, що дало можливість, при відомих середньоциклічних енергетичних показниках приводів, розрахувати середньоциклічні приведені витрати електроприводів. Обґрунтовано можливість вибору кращого варіанту приводу за вищевказаними показниками, а також за мінімумом втрат електроенергії за рік. Бібл. 17, табл. 2, рис. 8.*

*Ключові слова:* асинхронний двигун, циклограма навантаження, редуктор, трансформатор, математична модель, середньоциклічні критерії, енергетичні показники, приведені витрати.

*Рассмотрено использование разработанных алгоритмов для моделирования динамических режимов двух асинхронных двигателей в электроприводах, работающих на определенную циклограмму нагрузки, при включении согласующих трансформатора и редуктора. Учтено непостоянство параметров схем замещения двигателей, связанное с изменением насыщения магнитных цепей и вытеснением токов в обмотках роторов. Получены и сопоставлены динамические характеристики токов и мощностей, потребляемых двигателями. Зависимости КПД и коэффициента мощности двигателей позволили определить среднециклические энергетические показатели. Найдены массогабаритные и стоимостные показатели вариантов электроприводов, что дало возможность, при известных среднециклических энергетических показателях приводов, рассчитать среднециклические приведенные затраты электроприводов. Обоснована возможность выбора лучшего варианта привода по вышеуказанным показателям, а также по минимуму потерь электроэнергии за год. Библ. 17, табл. 2, рис. 8.*

*Ключевые слова:* асинхронный двигатель, циклограмма нагрузки, редуктор, трансформатор, математическая модель, среднециклические критерии, энергетические показатели, приведенные затраты.

**Введение.** Разнообразие электроприводов (electric drives – ED), эксплуатационные характеристики которых соответствуют задаваемым требованиям потребителей при обеспечении надежной и экономичной работы в течение определенного ресурса времени, характеризует многообразие схемных решений, в том числе с использованием согласующих трансформаторов и редукторов. Величина нагрузки привода может меняться во времени, что характеризуется режимом работы, описываемым циклограммой нагрузки. От режима работы, т.е. от соотношения длительности периодов работы и пауз между ними или периодов работы с полной или частичной нагрузкой, от частоты включения машины и характера протекания переходных процессов, зависит нагрев электрической машины. Наряду со стандартными режимами работы [1], возможны и нестандартные [2, 3]. Стандартные характеризуются различными временными показателями (продолжительностью включения, продолжительностью нагрузки, продолжительностью работы, частотой включения и т.д.).

Правильный выбор электропривода должен обеспечить высокие энергетические показатели в процессе эксплуатации, свидетельствующие о его рациональном использовании. При соизмеримости времени работы асинхронных двигателей (induction motor – IM) в установившихся и неустойчивых (пуск, переход с одной нагрузки на другую) режимах, переходные процессы оказывают существенное влияние на показатели электроприводов. В ряде случаев IM эксплуа-

тируются в перемежающихся режимах, связанных с чередованием работы двигателя на разные по величине нагрузки. Переходные процессы в IM рассматривались рядом авторов [2, 4]. Вместе с тем, отказ от использования некоторых допущений при моделировании динамических режимов работы IM позволяет уточнить математические модели (MM) [5].

Использование согласующих трансформаторов и редукторов значительно изменяет эксплуатационные характеристики ED. Большинство статей посвящено моделированию ED без таких элементов как статических, так и в динамических режимах [2, 4-7]. В ряде работ [8-11] анализ выполняется с учетом трансформаторов и редукторов. Целесообразно рассмотреть моделирование ED с использованием этих элементов.

**Целью статьи** является использование разработанных алгоритмов для моделирования динамических режимов работы асинхронных двигателей в электроприводах с согласующими трансформаторами и редукторами и обоснование возможности сопоставления рассматриваемых электроприводов по массогабаритным, стоимостным, энергетическим и затратным показателям, а также по годовым затратам электроэнергии с целью выбора рационального варианта привода.

**Постановка задачи.** Все рассматриваемые приводы работают на определенную нагрузочную циклограмму и обеспечивают на механизме практически одинаковое число оборотов. В моделях согласующих трансформаторов и редукторов используются исход-

ные данные, определяющих как функциональные свойства, так и массогабаритные и стоимостные показатели. Последние дают возможность рассмотреть экономические аспекты ЕД. К числу функциональных относятся: для редуктора – передаточное число ( $i_{red}$ ), для трансформатора – коэффициент трансформации ( $k_{tr}$ ). Корректность расчета энергетического баланса электропривода требует использования КПД рассматриваемых элементов ( $\eta_{red}$ ,  $\eta_{tr}$ ). Моделируя ЕД с включением редукторов и трансформаторов в статических и динамических режимах, определяются частота вращения ( $n_{mech}$ ) и момент ( $M_{mech}$ ) на приводном механизме, потребляемая приводом мощность ( $P_{ED}$ ), КПД привода ( $\eta_{ED}$ ), мощность нагрузочного механизма ( $P_{mech}$ ). Кроме того, представляется возможным рассчитать массогабаритные и стоимостные показатели всего ЕД при использовании тех или иных рассматриваемых компонентов.

Выражения, учитывающие включение редуктора и трансформатора в ЕД при рассмотрении статических режимов, имеют вид:

$$n_{mech} = \frac{n}{i_{red}}, \quad (1)$$

$$M_{mech} = M_{IM} \cdot i_{red} \cdot \eta_{red}, \quad (2)$$

$$P_{mech} = P_{IM} \cdot \eta_{red}, \quad (3)$$

$$P_{ED} = P_1 + (1 - \eta_{tr}) \cdot P_1, \quad (4)$$

$$\eta_{ED} = \eta_{IM} \cdot \eta_{tr} \cdot \eta_{red}, \quad (5)$$

$$U_2 = \frac{U_1}{k_{tr}}, \quad (6)$$

где  $n$  – частота вращения двигателя;  $M_{IM}$  – момент на валу двигателя;  $P_{IM}$  – полезная механическая мощность на валу двигателя;  $P_1$  – потребляемая активная мощность двигателя;  $U_1$  – первичное напряжение трансформатора;  $U_2$  – вторичное напряжение трансформатора.

Математические модели, используемые для исследования переходных электромагнитных и электромеханических процессов в асинхронных двигателях, основаны на системах нелинейных дифференциальных уравнений равновесия напряжений и токов в системе преобразованных координат [6, 7]:

$$\frac{d}{dt} \Psi_{sa} = u_{sa}(t) - r_s d(t) [x_r(t) \Psi_{sa}(t) - x_M(t) \Psi_{ra}(t)],$$

$$\frac{d}{dt} \Psi_{s\beta} = u_{s\beta}(t) - r_s d(t) [x_r(t) \Psi_{s\beta}(t) - x_M(t) \Psi_{r\beta}(t)],$$

$$\frac{d}{dt} \Psi_{ra} = [-p\omega_r \cdot \Psi_{r\beta}(t) - r_r(t) d(t) [x_s(t) \Psi_{ra}(t) - x_M(t) \Psi_{sa}(t)], \quad (7)$$

$$\frac{d}{dt} \Psi_{r\beta} = [p\omega_r \cdot \Psi_{r\beta}(t) - r_r(t) d(t) [x_s(t) \Psi_{r\beta}(t) - x_M(t) \Psi_{s\beta}(t)],$$

$$\frac{d\omega_r}{dt} = \frac{1}{J} \left\{ \frac{3p}{2} d(t) x_M(t) [\Psi_{s\beta}(t) \Psi_{ra}(t) - \Psi_{r\beta}(t) \Psi_{sa}(t)] - M_L(\omega_r) / (i_{red} \cdot \eta_{red}) \right\},$$

где  $\Psi_{sa}(t)$ ,  $\Psi_{s\beta}(t)$ ,  $\Psi_{ra}(t)$ , и  $\Psi_{r\beta}(t)$  – потокосцепления статорных и роторных обмоток машины, соответственно

по осям  $\alpha$  и  $\beta$ ;  $\omega_r$  – угловая частота вращения двигателя;  $p$  – число пар полюсов;  $J$  – суммарный момент инерции привода, приведенный к валу двигателя;  $M_L(t)$  – зависимость момента сопротивления механизма от времени;  $r_s$ ,  $r_r(t)$ ,  $x_s(t)$ ,  $x_r(t)$ ,  $x_M(t)$  – активные и полные реактивные сопротивления обмоток статора и ротора и сопротивление взаимной индукции, причем все они, за исключением  $r_s$  изменяются на каждом шаге интегрирования;  $d(t)$  – вспомогательная переменная  $d(t) = [x_s(t) \cdot x_r(t) - (x_M(t))^2]^{-1}$ ;  $u_{sa}(t)$  и  $u_{s\beta}(t)$  – мгновенные значения напряжений по осям  $\alpha$  и  $\beta$ , которые определяются амплитудой напряжения  $U_m$  и угловым положением обобщенного вектора напряжения  $\varphi_1$ :

$$u_{sa}(t) = U_m(t) \cdot \cos(\varphi_1), \quad u_{s\beta}(t) = U_m(t) \cdot \sin(\varphi_1). \quad (8)$$

Выражения, связывающие мгновенные значения токов и потокосцеплений, имеют следующий вид:

$$\begin{cases} i_{s\alpha}(t) = d(t) \cdot [x_r(t) \Psi_{s\alpha}(t) - x_M(t) \Psi_{r\alpha}(t)] \\ i_{s\beta}(t) = d(t) \cdot [x_r(t) \Psi_{s\beta}(t) - x_M(t) \Psi_{r\beta}(t)] \end{cases} \quad (9)$$

где  $i_{sa}$ ,  $i_{s\beta}$  – токи статора по осям  $\alpha$  и  $\beta$ . Мгновенное значение тока статора:

$$i_1(t) = \sqrt{\frac{1}{2} \cdot [i_{s\alpha}(t)^2 + i_{s\beta}(t)^2]}. \quad (10)$$

Математическая модель, построенная на базе вышеописанных дифференциальных уравнений, позволяет провести расчеты частот вращения, токов в фазах обмоток, электромагнитных моментов, потерь.

В каждом из уравнений имеют место нелинейные коэффициенты – параметры двигателя, изменяющиеся в каждой рабочей точке, в том числе и вследствие явления насыщения магнитной системы и вытеснения тока в обмотке ротора [12, 13]. Один из подходов к анализу динамических характеристик ИМ предполагает предварительное определение этих коэффициентов для необходимых рабочих точек. Поэтому до анализа переходного процесса проводятся расчеты установившихся режимов с целью получения значений всех параметров схемы замещения с учетом вытеснения тока в обмотке ротора и насыщения магнитопровода для необходимых рабочих точек. Для этого используются ММ установившихся режимов. При расчетах динамических режимов учитываются изменения на каждом шаге интегрирования системы, т.е. в определенных точках характеристики перехода от одного момента нагрузки к другому, параметров схемы замещения. При реализации такого подхода обеспечивается повышение уровня адекватности ММ.

В ряде работ [14-16] в отличие от классической теории, согласно которой значения мощностей рассчитываются как интегральные, используются мгновенные значения мощностей. Тогда потребляемая двигателем условная активная мощность в динамических режимах при условии синусоидального напряжения питания рассчитывается через мгновенные значения напряжений и токов:

$$p_1'(t) = \frac{3}{2} \cdot [u_{sa}(t) \cdot i_{s\alpha}(t) + u_{s\beta}(t) \cdot i_{s\beta}(t)]. \quad (11)$$

Реальная потребляемая активная мощность  $p_1$  больше условной на величину суммы неучтенных



потерь (основных в магнитопроводе  $\Delta p_{st\ base}$ , добавочных в магнитопроводе  $\Delta p_{st\ add}$ , механических  $\Delta p_{mech}$ , добавочных  $\Delta p_{add}$ ):

$$p_1(t) = p_1'(t) + \Delta p_{st\ base}(t) + \Delta p_{st\ add}(t) + \Delta p_{mech}(t) + \Delta p_{add}(t). \quad (12)$$

Мощность на валу двигателя может быть определена через потокосцепления и токи с использованием значения частоты вращения ротора:

$$p_{IM}(t) = \omega_r \frac{3p}{2} [i_{r\beta}(t)\Psi_{r\alpha}(t) - i_{r\alpha}(t)\Psi_{r\beta}(t)] - \Delta p_{mech}(t) - \Delta p_{add}(t). \quad (13)$$

Мгновенное значение КПД определяется отношением мгновенных значений полезной мощности на валу двигателя  $p_{IM}$  к потребляемой активной мощности  $p_1$ .

В качестве критериев выбора привода могут использоваться масса, габариты, стоимость двигателя или привода, среднециклические приведенные затраты на изготовление и эксплуатацию ( $RC_{mc}$ ), среднециклические энергетические показатели (КПД и коэффициент мощности), либо может быть применен обобщенный критерий, учитывающий в качестве составляющих вышеперечисленные критерии. Условно критерии могут быть разделены на две группы: массогабаритную и стоимостную; энергетическую и затратную. Результаты выбора изменяются при различных используемых критериях или при различных их составляющих в обобщенном критерии, а также зависят от задаваемых коэффициентов значимости этих составляющих. При расчете критериев могут приниматься во внимание их значения в переходных режимах работы. Такой подход позволяет осуществлять выбор как для режимов работы, в которых продолжительности переходных режимов значительно меньше продолжительностей работы в установившихся режимах, так и для режимов при соизмеримости вышеуказанных продолжительностей.

В случае учета переходных режимов энергетическозатратная группа критериев двигателя или привода определяется:

$$\eta_{mc\ IM(ED)} = \frac{1}{t_{end} - t_{start}} \cdot \int_{t_{start}}^{t_{end}} \eta_{IM(ED)}(t) dt, \quad (14)$$

$$\cos \varphi_{mc\ IM(ED)} = \frac{1}{t_{end} - t_{start}} \cdot \int_{t_{start}}^{t_{end}} \cos \varphi_{IM(ED)}(t) dt, \quad (15)$$

$$RC_{mc\ IM(ED)} = \frac{1}{t_{end} - t_{start}} \cdot \int_{t_{start}}^{t_{end}} RC_{IM(ED)}(t) dt, \quad (16)$$

где  $t_{end}$  – время конца цикла;  $t_{start}$  – время начала цикла.

При известной полной стоимости двигателя  $cim$  значение критерия определяется как:

$$RC_{IM} = (cim + C_{rIM})[1 + T_N(k_{de} + k_s)] + CL_{IM},$$

где  $C_{rIM}$  – стоимость затрат на компенсацию реактивной мощности, грн;  $CL_{IM}$  – стоимость потерь электроэнергии за год, грн;  $T_N$  – нормативный срок окупаемо-

сти двигателя, лет;  $k_{de}$  – доля затрат на амортизационные отчисления;  $k_s$  – доля затрат на обслуживание при эксплуатации двигателя.

Для общепромышленных ИМ принимаются значения  $T_N = 5$  лет,  $k_{de} = 0,065$ ,  $k_s = 0,069$ . Тогда  $RC_{IM} = 1,67(cim + C_{rIM}) + CL_{IM}$ , где  $C_{rIM} = C_{cre}P_1(\operatorname{tg} \varphi_1 - 0,484)$  и  $CL_{IM} = C_{cae}P_1(1,04 - \eta_{IM})$ ,  $C_{cae}$  – коэффициент, учитывающий стоимость потерь активной энергии, представляющий собой произведение стоимости 1 kW·h электроэнергии в течение срока службы двигателя (0,05 с.ч. за kW·h), числа часов работы двигателя в году (2100), числа лет работы до капитального ремонта (5) и коэффициента относительной загрузки двигателя (1,0),  $C_{cre}$  – коэффициент, учитывающий стоимость компенсации реактивной энергии и представляющий собой произведение стоимости 1 kVAг реактивной мощности компенсирующих устройств (15 с.ч. за 1 kVAг), коэффициента участия двигателя в максимуме нагрузки системы (0,25) и коэффициента относительной загрузки. Аналогичным образом при известной стоимости всего электропривода  $ced$  определяются приведенные затраты привода  $RC_{ED}$ .

Если в качестве критерия выбора использовать такой энергетический показатель, как КПД, будет обеспечиваться энергосберегающая эксплуатация двигателя.

**Результаты исследований.** В соответствии с вышесказанным на кафедре электрических машин Одесского национального политехнического университета был разработана программа DIMDrive, аналогичная программе DIMASDrive [17]. Программа основана на системных принципах, позволяющих учесть наличие определенных возможных компонентов электропривода. В связи с этим в состав комплексной проектной модели наряду с моделями ИМ (для установившегося режима, основанной на Т-образной схеме замещения, для динамического режима – на системе дифференциальных уравнений обобщенной машины) входит и модель нагрузочной диаграммы  $M(t)$ , а также, при необходимости, модели согласующего величины напряжений сети и двигателя трансформатора и редуктора (между двигателем и нагрузкой). Модели двигателя предполагают рассмотрение машин различных конструктивных исполнений, степеней защиты, систем вентиляции, типов роторов и т.д. и учитывают изменение параметров схем замещения двигателя вследствие насыщения стали магнитопровода и вытеснения токов в обмотках двигателя, наличие основных и добавочных потерь в стали в статических и динамических режимах работы двигателя, наличие высших пространственных гармоник магнитного поля. Предусмотрен анализ электромагнитных, электромеханических, энергетических, тепловых процессов при работе ИМ на различные по величине и режиму работы нагрузки. Программа позволяет реализовать комплексный анализ работы ИМ, на основе которого рассматриваются все наиболее важные аспекты функционирования двигателя.

Вышеуказанная программа была использована для моделирования работы двигателей и электроприводов при решении такой производственной задачи.

Нагрузка описывается следующей циклограммой: 2 s – 50 N·m, 1 s – 98 N·m. Рассматриваются четыре варианта электроприводов при напряжении питающей сети 380 V и частоте сети 50 Hz, что отражено на рис. 1.

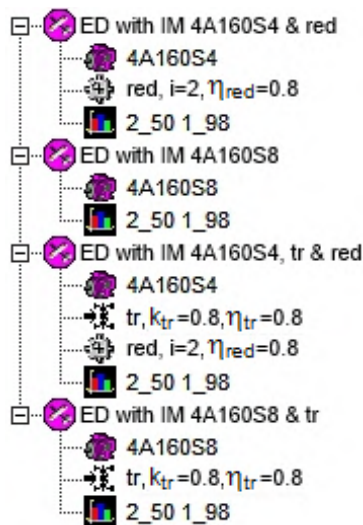


Рис. 1. Окно вариантов электроприводов программы DIMDrive

Использовались двигатели 4A160S4 и 4A160S8. В разных вариантах были различные суммарные моменты инерции, учитывающие моменты инерции двигателя и приводного механизма (ED с 4A160S4 – 0,3 kg·m<sup>2</sup>, ED 4A160S8 – 0,5 kg·m<sup>2</sup>). Для обеспечения одинакового числа оборотов механизма в варианты с двигателем 4A160S4 включены редукторы. Параметры редуктора представлены на рис. 2. Для упрощения массогабаритные и стоимостные параметры редуктора взяты условно равными 100.

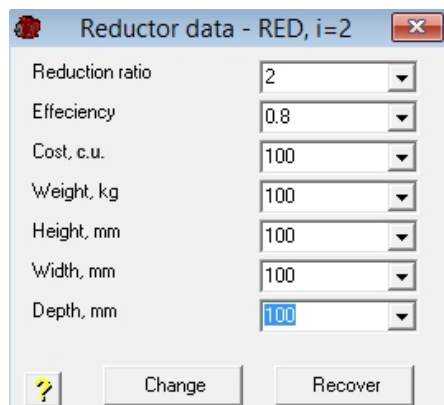


Рис. 2. Окно параметров редуктора программы DIMDrive

В двух вариантах на входе привода использовался трансформатор, параметры которого показаны на рис. 3. Для упрощения массогабаритные и стоимостные параметры трансформатора взяты условно равными 100. Для получения значений  $\cos\varphi_{mcED}$  используется коэффициент мощности трансформатора расчетный ( $k_{ptrc} = 0,8$ ):

$$\cos\varphi_{mcED} = \cos\varphi_{mcIM} \cdot k_{ptrc} \quad (17)$$

Проведенные тепловые расчеты (задан максимальный момент из циклограммы для установившегося

режима) показали превышение температуры обмотки статора двигателя выше допустимой в ED с IM 4A160S8 с трансформатором (рис. 4). Ввиду этого данный вариант привода далее не рассматривается. Нумерация характеристик соответствует варианту нумерации электроприводов в табл. 1, а именно: 1 – ED с IM 4A160S4 с редуктором; 2 – ED с IM 4A160S8 без редуктора и трансформатора; 3 – ED с IM 4A160S4 с редуктором и трансформатором; 4 – ED с IM 4A160S8 с трансформатором.

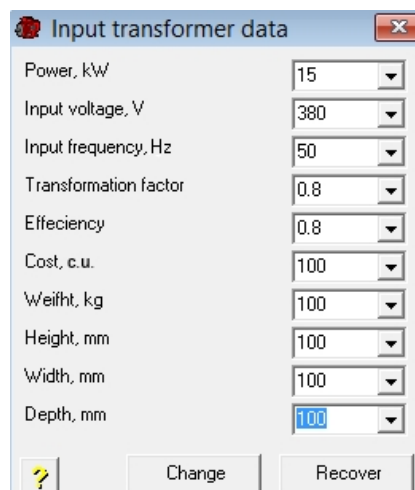


Рис. 3. Окно параметров трансформатора программы DIMDrive

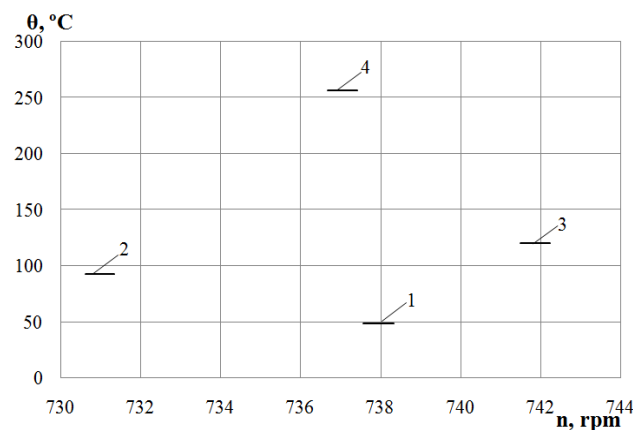


Рис. 4. Температуры статорных обмоток двигателей

Динамические характеристики, представляющие собой зависимости изменения электрических, энергетических величин во времени на входе двигателя, представлены на рис. 5-8. Нумерация характеристик соответствует варианту нумерации электроприводов в табл. 1. Программа DIMDrive позволяет при рассмотрении динамических характеристик исключать из представления пусковой режим, что и сделано в дальнейшем. Аналогично могут быть рассчитаны динамические характеристики и на входе привода.

В табл. 1 приведены значения показателей рассмотренных ED, к числу которых относятся среднecиклические КПД ( $\eta_{mc}$ ), коэффициент мощности ( $\cos\varphi_{mc}$ ), приведенные затраты ( $RC_{mc}$ ), а также массогабаритные и стоимостные показатели как двигателей, так и приводов.

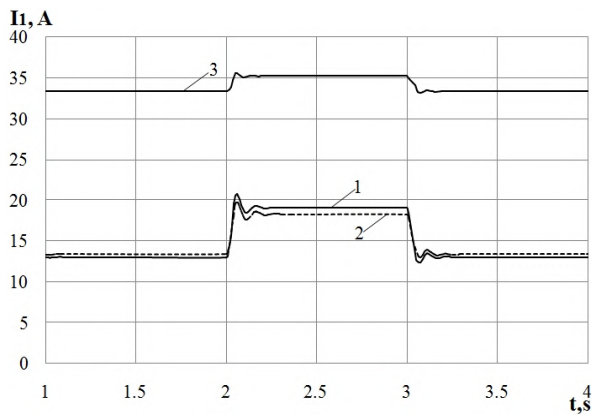


Рис. 5. Зависимости токов, потребляемых двигателями

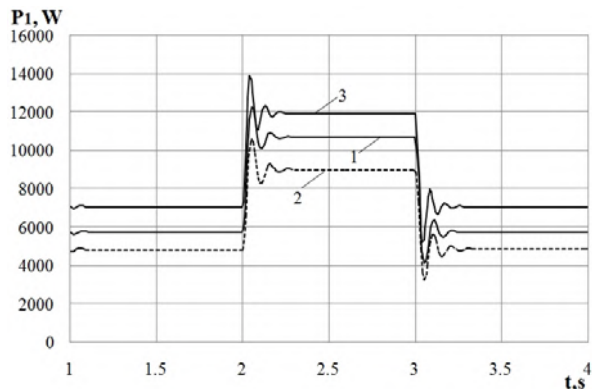


Рис. 6. Зависимости потребляемых двигателями активных мощностей

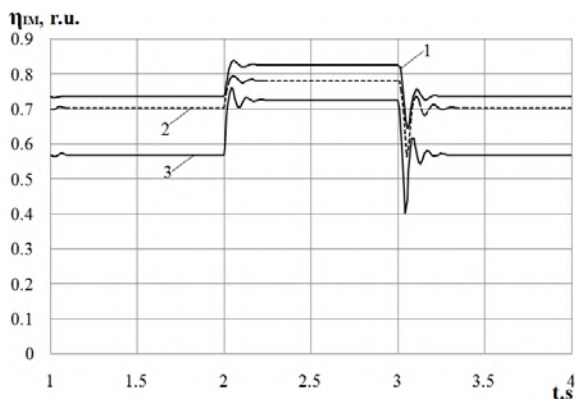


Рис. 7. Зависимости КПД двигателей

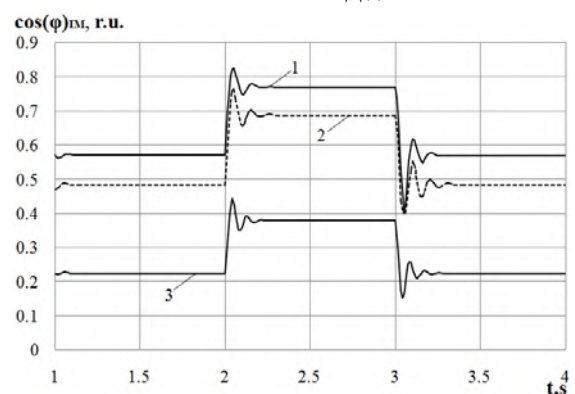


Рис. 8. Зависимости коэффициента мощности двигателей

Может быть выполнен расчет стоимости потерь активной энергии за год:

$$C_a = C \cdot T_{year} \cdot K_L \cdot P_{ED} \cdot (1 + 0,04 - \eta_{mcED}) / \eta_{mcED}, \quad (18)$$

где  $C = 0,05$  с.у. – цена за 1 kW·h;  $T_{year} = 2100$  – число часов работы ED в году;  $K_L$  – коэффициент загрузки (принимается равным 1,0); 0,04 – относительная величина потерь в распределительной сети потребителя.

Таблица 1

Сравнение показателей различных ED

Показатели и параметры	№1 – с 4A160S4 с редуктором	№2 – с 4A160S8 без редуктора и трансформатора	№3 – с 4A160S4 с редуктором и трансформатором
$\eta_{mc}$ IM, %	76,54	72,89	62,16
$\cos\varphi_{mc}$ IM, г.у.	0,636	0,551	0,276
$\eta_{mc}$ ED, %	61,23	72,89	39,78
$\cos\varphi_{mc}$ ED, г.у.	0,636	0,551	0,221
$RC_{mc}$ IM, с.у.	2172	1980	3146
$RC_{mc}$ ED, с.у.	2932	1980	5181
Масса IM, kg	118,9	111,8	118,9
Объем IM, dm <sup>3</sup>	9,62	10,73	9,62
Стоимость IM, с.у.	642	552	642
Масса ED, kg	218,9	111,8	318,9
Объем ED, dm <sup>3</sup>	10,62	10,73	11,62
Стоимость ED, с.у.	742	552	842

Выполнено сопоставление рассмотренных вариантов ED по стоимости потерь активной энергии за год (табл. 2).

Таблица 2

Сравнение стоимостей потерь активной энергии различных ED

Показатели и параметры	№1 – с 4A160S4 с редуктором	№2 – с 4A160S8 без редуктора и трансформатора	№3 – с 4A160S4 с редуктором и трансформатором
$\eta_{mc}$ ED, %	61,23	72,89	39,78
Стоимость потерь активной энергии за год, с.у.	541	279	1768

## Выводы

1. Разработана программа DIMDrive, позволяющая анализировать динамические режимы работы асинхронных двигателей, в том числе в системах электроприводов с согласующими трансформаторами и редукторами и являющаяся базой для проектирования двигателей для различных режимов работы.

2. Для сопоставления эффективности рассматриваемых электроприводов предлагаются среднециклические критерии энергетической и затратной групп, которые учитывают соответствующие показатели как в установившихся, так и в переходных режимах.

3. Из трех рассмотренных электроприводов преимущество имеет ED с двигателем 4A160S8 без редуктора и трансформатора по следующим причинам:

- наибольшее значение среднециклического КПД электропривода;
- наименьшее значение среднециклических приведенных затрат электропривода;



• наименьшее значение стоимости потерь активной энергии за год.

4. Если в качестве критерия выбора использовать среднециклический коэффициент мощности электропривода, то преимущество имеет ЭД с двигателем 4A160S4 с редуктором.

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. IEC 60034-1:2004. Rotating electrical machines – Part 1: Rating and performance.
2. Беспалов В.Я., Дунайкина Е.А., Мощинский Ю.А. Не-стационарные тепловые расчеты в электрических машинах. – М.: МЭИ, 1987. – 72 с.
3. Дунайкина Е.А. Разработка модификации асинхронных двигателей единой серии 4A (H = 56-132 мм) для кратковременных режимов: автореф. дис. ... канд. техн. наук. – Москва, 1986. – 20 с.
4. Nyein Nyein Soe, Thet Thet Han Yee, Soe Sandar Aung. Dynamic Modeling and Simulation of Three-phase Small Power Induction Motor // World Academy of Science, Engineering and Technology. – 2008. – no.42. – pp. 421-424.
5. Вербовой А.П., Вербовой П.Ф. Проблемы моделирования переходных электромагнитных процессов в асинхронных машинах // Технична електродинаміка. Тематичний випуск «Проблеми сучасної електротехніки». – 2004. – Ч.2. – С. 65-70.
6. Копылов И.П. Математическое моделирование электрических машин. – М.: Высшая школа, 1987. – 248 с.
7. Петрушин В.С. Асинхронные двигатели в регулируемом электроприводе: Учебное пособие. – Одесса: Наука и техника, 2006. – 320 с.
8. Zhao C., Ren Z., Zhou X., Wen B. The Online Monitoring of the Dynamic Characteristics for an Induction Motor and Gearbox Transmission System // Second International Conference on Innovative Computing, Informatio and Control (ICICIC 2007). – Kumamoto, 2007. – pp. 532-532. doi: 10.1109/ICICIC.2007.582.
9. Evon S., Schiferl R. Direct-drive induction motors: using an induction motor as an alternative to a motor with reducer // IEEE Industry Applications Magazine. – 2005. – vol.11. – no.4. – pp. 45-51. doi: 10.1109/MIA.2005.1458276.
10. Rojas-Moreno A. Parameter extraction of an induction motor with gearbox for dynamic simulation // 2016 IEEE ANDESCON. – 2016. – pp. 1-4. doi: 10.1109/ANDESCON.2016.7836207.
11. Shwehdi M.H., Hye A., Quasem M.A. Economic analysis and evaluation of transformer and induction motor losses costs using PC software // 1993 (25th) Southeastern Symposium on System Theory. – 1993. – pp. 63-67. doi: 10.1109/SSST.1993.522743.
12. Петрушин В.С., Рябинин С.В., Якимец А.М. Анализ потерь и теплового состояния асинхронного двигателя при частотном управлении // Праці Інституту електродинаміки Національної академії наук України. – 1999. – №1. – С. 31-36.
13. Петрушин В.С., Бендахман Бухалфа, Якимец А. М., Каленик О. В. Влияние насыщения стали магнитопровода и вытеснения тока в обмотке ротора на динамические характеристики регулируемых асинхронных двигателей // Електротехніка і електромеханіка. – 2010. – №2. – С. 21-23. doi: 10.2098/2074-272X.2010.02.06.
14. Тонкаль В.Е., Новосельцев А.В., Денисюк С.П. Баланс энергий в силовых цепях. К.: Наукова думка, 1992. – 312 с.
15. Родькин Д.И. Баланс составляющих мгновенной мощности полигармонических сигналов // Вісник Кременчуцького національного університету імені М. Остроградського. – 2007. – №3(44). – Частина 1. – С. 66-71.
16. Орловский И.А. О мощности в электрической цепи с вентилем // Праці Таврійського державного агротехнологічного університету. – 2013. – Вип.13. – т.4. – С. 141-150.

17. Петрушин В.С., Рябинин С.В., Якимец А.М. Программный продукт «DIMASDrive». Программа анализа работы, выбора и проектирования асинхронных короткозамкнутых двигателей систем регулируемого электропривода (свидетельство о регистрации программы ПА№4065). – К.: Государственный департамент интеллектуальной собственности, 26.03.2001.

#### REFERENCES

1. IEC 60034-1:2004. Rotating electrical machines – Part 1: Rating and performance.
2. Bespalov V.Y., Dunaykina E.A. Moshchinskii Y.A. Nestatsionarnye teplovye raschety v elektricheskikh mashinah [Unsteady heat calculations in electrical machines]. Moscow, MEI Publ., 1987. 72 p. (Rus).
3. Dunaykina E.A. Razrabotka modifikatsii asinkhronnykh dvigatelei edinoi serii 4A (H = 56-132 mm) dlia kratkovremennykh rezhimov. Avtoref. diss. kand. tekhn. nauk [Development modifications asynchronous motors single series 4A (H = 56-132 mm) for the short-term operation. Abstracts of cand. tech. sci. diss.]. Moscow, 1986. 20 p. (Rus).
4. Nyein Nyein Soe, Thet Thet Han Yee, Soe Sandar Aung. Dynamic Modeling and Simulation of Three-phase Small Power Induction Motor. World Academy of Science, Engineering and Technology, 2008, no.42, pp. 421-424.
5. Verbovoi A.P., Verbovoi P.F. Problems of modeling of transient electromagnetic processes in asynchronous machines. Technical electrodynamics. Thematic issue «Problems of modern electrical engineering», 2004, chapter 2, pp. 65-70. (Rus).
6. Kopylov I.P. Matematicheskoe modelirovanie elektricheskikh mashin [Equipment of the electrode plants mathematical modeling of electrical machines]. Moscow, High School Publ., 1987. 248 p. (Rus).
7. Petrushin V.S. Asinhronnye dvigateli v reguliruemom elektroprivode: Uchebnoe posobie [Induction motors in adjustable electric: Textbook]. Odessa, Nauka i tehnika Publ., 2006. 320 p. (Rus).
8. Zhao C., Ren Z., Zhou X., Wen B. The Online Monitoring of the Dynamic Characteristics for an Induction Motor and Gearbox Transmission System. Second International Conference on Innovative Computing, Informatio and Control (ICICIC 2007), Kumamoto, 2007. pp. 532-532. doi: 10.1109/ICICIC.2007.582.
9. Evon S., Schiferl R. Direct-drive induction motors: using an induction motor as an alternative to a motor with reducer. IEEE Industry Applications Magazine, 2005, vol.11, no.4, pp. 45-51. doi: 10.1109/MIA.2005.1458276.
10. Rojas-Moreno A. Parameter extraction of an induction motor with gearbox for dynamic simulation. 2016 IEEE ANDESCON, pp. 1-4. doi: 10.1109/ANDESCON.2016.7836207.
11. Shwehdi M.H., Hye A., Quasem M.A. Economic analysis and evaluation of transformer and induction motor losses costs using PC software. 1993 (25th) Southeastern Symposium on System Theory, pp. 63-67. doi: 10.1109/SSST.1993.522743.
12. Petrushin V.S., Ryabinin S.V., Yakimets A.M. Analysis of losses and thermal state of an asynchronous motor in frequency control. Works of the Institute of Electrodynamics of the National Academy of Sciences of Ukraine, 1999, no.1, pp. 31-36. (Rus).
13. Petrushin V.S., Bendahmane Boukhalfa, Yakimets A.M., Kalenik O.V. Influence of magnetic core steel saturation and rotor current displacement on dynamic characteristics of adjustable-speed induction motors. Electrical Engineering & Electromechanics, 2010, no.2, pp. 21-23. (Rus). doi: 10.2098/2074-272X.2010.02.06.
14. Tonkal V.E., Novoseltsev A.V., Denisiuk S.P. Balans energii v silovykh tsepiakh [Balance of energies in power circuits]. Kiev, Naukova dumka Publ., 1992. 312 p. (Rus).

15. Rodkin D.I. The balance of the components of the instantaneous power of polyharmonic signals. *Transactions of Kremenchuk Mykhailo Ostrohradskyi National University*, 2007, no.3(44), part 1, pp. 66-71. (Rus).

16. Orlovskii I.A. On the power in an electrical circuit with a valve. *Works of the Tavria State Agrotechnological University*, 2013, no.13, vol.4, pp. 141-150.

17. Petrushin V.S., Rjabinin S.V., Yakimets, A.M. *Programmyj produkt «DIMASDrive». Programma analiza raboty, vybora i proektirovaniya asinhronnyh korotkozamknytyh dvigatelej sistem reguliruemogo elektroprivoda* [Program performance analysis, selection and design of asynchronous cage motors controlled drive systems]. Patent UA, no.4065. (Ukr).

Поступила (received) 29.08.2018

Петрушин Виктор Сергеевич<sup>1</sup>, д.т.н., проф.,  
Плоткин Юрий Романович<sup>2</sup>, к.т.н., проф.,  
Еноктаев Ростислав Николаевич<sup>1</sup>, аспирант,  
Прокопенко Никита Сергеевич<sup>1</sup>, магистрант,  
<sup>1</sup> Одесский национальный политехнический университет,  
65044, Одесса, пр. Шевченко, 1,  
тел/phone +380 48 7058494,  
e-mail: victor\_petrushin@ukr.net, rostik-enok@ukr.net,  
nikita\_prokopenko@yahoo.com

<sup>2</sup> HWR Berlin,  
Alt Friedrichsfelde 60, 10315 Berlin, Germany,  
тел/phone +49 (0)30 30877-2443,  
e-mail: juriy.plotkin@hwr-berlin.de

V.S. Petrushin<sup>1</sup>, Y.R. Plotkin<sup>2</sup>, R.N. Yenoktaiev<sup>1</sup>, N.S. Prokopenko<sup>1</sup>

<sup>1</sup> Odessa National Polytechnic University,  
1, Shevchenko Avenue, Odessa, 65044, Ukraine.

<sup>2</sup> HWR Berlin,  
Alt Friedrichsfelde 60, 10315 Berlin, Germany.

### Research of dynamic characteristics of induction motors in electric drives with matching transformer and reducer.

**Introduction.** The variety of electric drives, the performance characteristics of which correspond to the set requirements of consumers while ensuring reliable and economical operation for a certain time resource, characterizes the variety of circuit solutions, including using matching transformers and reducers. **Problem.** The use of matching transformers and reducers units significantly changes the performance characteristics of the electric drive. Most articles are devoted to modeling an electric drive without such elements. It is advisable to consider simulations of electric drives using these elements. **Methodology.** In the models of matching transformers and reducers, the initial data are used, which determine both the functional properties and the mass and size parameters. The latter provide an opportunity to consider the economic aspects of the electric drive. For the correct calculation of the energy balance of the electric drive, the efficiency of the elements under consideration is taken into account. **Results.** The use of the developed algorithms for modeling the dynamic modes of two induction motors in electric drives operating on a specific load diagram, with the connection of a matching transformer and reducers, is considered. Dependencies of efficiency and power factor of motors have allowed to determine the medium cyclic energy indicators. The mass- size and cost indicators of variants of electric drives were found, which made it possible to calculate the average cyclic reduced costs of electric drives. **Practical value.** The possibility of choosing the best variant of the drive based on various indicators, including the minimum amount of energy losses per year, is substantiated. References 17, tables 2, figures 8.

**Key words:** induction motor, load cyclogram, reducer, transformer, mathematical model, average cyclic criteria, energy indicators, reduced costs.

B.I. Kuznetsov, T.B. Nikitina, I.V. Bovdui, B.B. Kobilyanskiy

## IMPROVING OF ELECTROMECHANICAL STABILIZATION SYSTEMS ACCURACY

*Aim. Improving of accuracy parameters and reducing of sensitivity to changes of plant parameters for nonlinear robust tank main armament guidance and stabilization electromechanical systems based on synchronous motor with permanent magnets and vector control. Methodology. The method of multiobjective synthesis of nonlinear robust control by nonlinear tank main armament stabilization electromechanical system taking into account the elastic oscillations of the tank gun barrel as a discrete-continuous plant and with parametric uncertainty based on the multiobjective optimization. The target vector of robust control choice 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 tank main armament guidance and stabilization electromechanical systems are presented. Comparison of the dynamic characteristics of the synthesized tank main armament stabilization electromechanical systems 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 tank main armament stabilization electromechanical systems. 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 tank main armament stabilization electromechanical systems, which allows improving the dynamic characteristics and reducing the sensitivity of the system to plant parameters changing in comparison with the existing system. References 24, figures 1.*

*Key words: tank main armament guidance and stabilization electromechanical systems, nonlinear robust control, multiobjective synthesis, dynamic characteristics.*

*Цель. Повышение параметров точности и уменьшение чувствительности к изменениям параметров объекта управления нелинейной робастной электромеханической системы наведения и стабилизации танкового вооружения на основе синхронного двигателя с постоянными магнитами и векторного управления. Методология. Метод многокритериального синтеза нелинейных робастных регуляторов для управления нелинейной электромеханической системой стабилизации танкового вооружения с учетом упругих колебаний ствола танковой пушки как дискретно-непрерывного объекта управления 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-Айзекса. Результаты. Приводятся результаты синтеза нелинейной робастной электромеханической системы наведения и стабилизации танкового вооружения. Сравнение динамических характеристик синтезированной электромеханической системы наведения и стабилизации танкового вооружения 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 системы наведения и стабилизации танкового вооружения. Практическая ценность. Приводятся практические рекомендации по обоснованному выбору матриц коэффициентов усиления нелинейных обратных связей регулятора и нелинейного наблюдателя электромеханической системы стабилизации танкового вооружения, что позволяет улучшить динамические характеристики и снизить чувствительность системы к изменению параметров объекта управления по сравнению с существующей системой. Библ. 24, рис. 1.*

*Ключевые слова: электромеханической системы наведения и стабилизации танкового вооружения, нелинейная робастное управление, многокритериальный синтез, динамические характеристики.*

**Introduction.** Ukraine is a tank country, which has plants for the production and repair of tanks and tank equipment. Ukrainian tanks have rather high tactical technical characteristics and are well bought by many foreign countries [1]. Most tanks of the Ukrainian armed forces are T-64 tanks which was developed in the 60s and which need to be modernized. Ukrainian «Bulat» T-64BM tank is the result of a deep modernization of the T-64 tank [2]. It was developed by the A.A. Morozov Kharkiv Machine Building Design Bureau. The upgraded «Bulat» T-64BM tank is equipped with a modern command and control system with a likelihood that provides the shooting of the gunner and the commander with a high probability falling from the first shot [2]. It

should be noted that the cost of the «Oplot» tank production is equivalent to the cost of upgrading ten T-64 tanks to the «Bulat» T-64BM tank level [3]; therefore, the modernization of T-64 tanks is also reasonable from an economic point of view.

The basis of combat in modern conditions is shooting on the move at high speed and maneuverability of tank movement [1, 2], therefore all modern tanks of the world are equipped with stabilizers of tank armament, which allow to conduct aimed fire on the move [4–8]. The likelihood of fire damage to the target at maximum speeds of movement, high maneuverability and effective engagement of the tank from the fire damage of the

© B.I. Kuznetsov, T.B. Nikitina, I.V. Bovdui, B.B. Kobilyanskiy



enemy is largely determined by the accuracy of maintaining a given direction of tank weapons on the target with intense disturbing influences from the tank hull [1, 2]. Therefore, the issues of further improving the accuracy of stabilization of main tank armament are a real problem, both in the development of new systems of tank weapons and in the modernization of existing systems that are in use [1-3].

One of the areas of modernization of the T-64 tank is to improve the accuracy of control of the main armament to increase the likelihood of target destruction. The guidance and stabilization system for the main armament of the T-64 tank contains a DC electric drive with an electric machine power amplifier in the azimuth (turret) axis of the tank turret and an electro-hydraulic drive of the tank gun in the in the elevation (gun) axis [1]. To improve the accuracy of controlling the main armament of «Leopard» 2A5/6, «Merkava» Mk-3, «Abrams» M1 tanks modern AC electric drives are being developed to replace existing electro-hydraulic and DC electric drives [10]. The «VNII «Signal»» scientific and industrial production unit developed and conducted experimental studies of 2E58 Electric Gun and Turret Drive Stabilization System with AC electric drive based on a synchronous motor with permanent magnets (PMSM) and vector control (VC) to replace existing DC drives and electro-hydraulic drives of main tank armament guidance and stabilization systems [11, 12]. Such an AC electric drive allows for higher speeds and accelerations of the tank turret and gun compared with existing electro-hydraulic drives and DC drives to improve the accuracy of the guidance and stabilization system. Experimental studies of such AC electric drives for controlling the turret and gun of the T-72 tank made it possible to improve the transfer speed by up to 1.5 times (up to 45 degrees/sec) and also to improve the smoothness of the drives at low speeds [10].

Note that the American firm «HR Textron», the Israeli firm «Elbit» based on the developed system for the «Merkava» Mk3 tank, the European concern «EADS» and others offer a fully electric guidance and stabilization system (Electric Gun and Turret Drive Stabilization System) by the main armament for the modernization of Ukrainian tanks [10].

As numerous tests and analysis of test results have shown, that the accuracy of firing on the move is significantly affected by the tank gun barrel elastic oscillations [2, 8]. «Bulat» T-64BM tank gun 2A46-2 barrel undamped oscillations frequency experimentally determined and is equal 10.14 Hz [8], which holds back the improve by the tank tower and gun guidance and stabilization systems accuracy.

Mathematical model of the tank gun as a plant, taking into account the gun barrel elastic oscillations as a discrete-continuous plant developed in the [8]. The gun barrel is considered as an elastic beam in the form of a distributed load, rigidly fixed in the breech. But this model does not take into account the turret imbalance, which leads to the removal of the turret with gun from the target direction. Note that the Ukrainian tanks turret unbalance moment reaches 40 kN·m against 1–1.5 kN·m at the foreign tanks turret [11].

The problem of parametric synthesis of guidance and stabilization systems, taking into account the elasticity of the tank gun barrel also is given in the [8]. However, these systems use the classical structure of regulators with feedbacks from electric angle gyros sensor and electric rate gyros sensor on the gun in the elevation (gun) axis and the turret in the azimuth (turret) axis, which limits the possibilities of obtaining high accuracy of the system.

On the other hand, the emergence of modern micro gyros and high-speed computing means allows us to reduce the weight and dimensions of the control system and implement more complex control algorithm.

**The goal of this work** is to improve of the accuracy parameters and reduce of sensitivity to changes of plant parameters for electromechanical tank armament stabilization systems with synchronous motor with permanent magnets and vector control based on multiobjective synthesis of nonlinear robust control.

**Problem statement.** Consider the mathematical models of the electromechanical gun stabilization system taking into account the gun barrel elastic elements oscillations as a discrete-continuous plant [8]. Model consists of an elevation (gun) axis model and an azimuth (turret) axis model. Imagine a gun model in the form of a solid body and an elastic element. In addition to rotation relative to the axis, the gun performs elastic oscillations. Denote by the  $\varphi(t)$  – elevation angle and  $\psi(t)$  – azimuth angle of gun and turret rotation as the solid body,  $y_G(x, t)$  and  $y_T(x, t)$  – the deviation of the points of the rod from its undeformed state in elevation and azimuth axes. For the gun and turret dynamics, the torques applied to the solid body equals the actuator torques  $T_{AG}(t)$ ,  $T_{AT}(t)$  plus the disturbance torques  $T_{DG}(t)$ ,  $T_{DT}(t)$  acting on the gun and turret, minus the turnnion friction torques.  $T_{FG}(t)$ ,  $T_{FT}(t)$ . The disturbance torques  $T_{DG}(t)$ ,  $T_{DT}(t)$  acts relative to the elevation and azimuth axes of rotation of gun and turret as solid body, and the distributed forces  $F_{0G}(x, t)$ ,  $F_{0T}(x, t)$  acts along the length of the tank gun barrel as elastic element in elevation and azimuth axes.

The equations of plant movement relative to its elevation and azimuth axes of rotation can be written as follows

$$J_{0G} \frac{d^2 \varphi(t)}{dt^2} - \int_r^{r+l} m_1(x) \frac{\partial^2 y_G(x, t)}{\partial t^2} dx = T_{AG}(t) + T_{DG}(t) - T_{FG}(t); \quad (1)$$

$$J_{0T} \frac{d^2 \psi(t)}{dt^2} - \int_r^{r+l} m_1(x) \frac{\partial^2 y_T(x, t)}{\partial t^2} dx = T_{AT}(t) + T_{DT}(t) - T_{FT}(t), \quad (2)$$

where  $J_{0G}$ ,  $J_{0T}$  – moment of inertia of gun and turret as the solid body relative to the elevation and azimuth rotation axes;  $m_1(x)$  – the mass of the rod, which is connected with the running weight of the rod  $m(x)$  in the ratio  $m_1(x) = m(x)(x + r)$ , in which  $r$  – the distance of the point of attachment of the rod to the axis of the gun gate.

This equations (1), (2) describes the free movement of the electromechanical system as a discrete-continuous plant, in which  $J_{0G}$ ,  $J_{0T}$  has the characterization of the

electromechanical system as a solid body, and  $m_1(x)$  characterizes the mutual influence of the motion of the solid body and the oscillations of the elastic bar as a plant mechanical part with distributed parameters. The functions  $y_G(x, t)$ ,  $y_T(x, t)$  in (1), (2) satisfies of the elastic beam oscillation equations

$$m_1(x) \frac{d^2 \varphi(t)}{dt^2} + m(x) \frac{\partial^2 y_G(x, t)}{\partial t^2} + EI(x) \frac{\partial^4 y_G(x, t)}{\partial x^4} + \xi EI(x) \frac{\partial^5 y_G(x, t)}{\partial x^4 \partial t} = F_{0G}(x, t); \quad (3)$$

$$m_1(x) \frac{d^2 \psi(t)}{dt^2} + m(x) \frac{\partial^2 y_T(x, t)}{\partial t^2} + EI(x) \frac{\partial^4 y_T(x, t)}{\partial x^4} + \xi EI(x) \frac{\partial^5 y_T(x, t)}{\partial x^4 \partial t} = F_{0T}(x, t), \quad (4)$$

where  $EI(x)$  and  $\xi$  – tank gun barrel distributed rigidity and internal damping coefficient;  $F_{0G}(x, t)$ ,  $F_{0T}(x, t)$  – external disturbance distributed over the tank gun barrel due to hull oscillations in elevation and azimuth axes.

We represent in equation (3), (4) the functions  $y_G(x, t)$ ,  $y_T(x, t)$  in the form of the following series

$$y_G(x, t) = \sum_{i=1}^n \gamma_{iG}(x) W_{iG}(t); \quad (5)$$

$$y_T(x, t) = \sum_{i=1}^n \gamma_{iT}(x) W_{iT}(t), \quad (6)$$

where  $n$  – the number of forms of plant elastic oscillations taken into account.

The equations obtained from (1)–(6) describe the motion of an electromechanical system as a discrete-continuous plant under the action of an actuator torques  $T_{AG}(t)$ ,  $T_{AT}(t)$ , disturbance torques  $T_{DG}(t)$ ,  $T_{DT}(t)$ , turning friction torques  $T_{FG}(t)$ ,  $T_{FT}(t)$ , as well as the length distribution of the tank gun barrel of external perturbations  $F_{0G}(x, t)$ ,  $F_{0T}(x, t)$  which is due to hull oscillations in elevation and azimuth axes;

$$J_{0G} \frac{d^2 \varphi(t)}{dt^2} - \sum_{i=1}^n \frac{d^2 W_{iG}(t)}{dt^2} \int_r^{r+l} m_1(x) \gamma_{iG}(x) dx = T_{AG}(t) + T_{DG}(t) - T_{FG}(t); \quad (7)$$

$$J_{0T} \frac{d^2 \psi(t)}{dt^2} - \sum_{i=1}^n \frac{d^2 W_{iT}(t)}{dt^2} \int_r^{r+l} m_1(x) \gamma_{iT}(x) dx = T_{AT}(t) + T_{DT}(t) - T_{FT}(t); \quad (8)$$

$$m_1(x) \frac{d^2 \varphi(t)}{dt^2} + m(x) \sum_{i=1}^n \gamma_{iG}(x) \frac{d^2 W_{iG}(t)}{dt^2} + EI(x) \sum_{i=1}^n \frac{\partial^4 \gamma_{iG}(x)}{\partial x^4} W_{iG}(t) + \xi EI(x) \sum_{i=1}^n \frac{\partial^4 \gamma_{iG}(x)}{\partial x^4} \frac{dW_{iG}(x)}{dt} = F_{0G}(x, t); \quad (9)$$

$$m_1(x) \frac{d^2 \psi(t)}{dt^2} + m(x) \sum_{i=1}^n \gamma_{iT}(x) \frac{d^2 W_{iT}(t)}{dt^2} + EI(x) \sum_{i=1}^n \frac{\partial^4 \gamma_{iT}(x)}{\partial x^4} \dots \dots W_{iT}(t) + \xi EI(x) \sum_{i=1}^n \frac{\partial^4 \gamma_{iT}(x)}{\partial x^4} \frac{dW_{iT}(x)}{dt} = F_{0T}(x, t). \quad (10)$$

The control precision is largely determined only by the first form of tank gun barrel elastic oscillation. Taking into account only the first basic form of elastic oscillations in expression (5), (6) the function is represented

$$y_G(x, t) = \gamma_{0G}(x) W_{0G}(t); \quad (11)$$

$$y_T(x, t) = \gamma_{0T}(x) W_{0T}(t). \quad (12)$$

Then the equations of the dynamics of the electromechanical system as a discrete-continuous plant (7)–(12) in elevation and azimuth axes will take the following form

$$J_{0G} \frac{d^2 \varphi(t)}{dt^2} - a_{0G} \frac{d^2 W_{0G}(t)}{dt^2} = T_{AG}(t) + T_{DG}(t) - T_{FG}(t); \quad (13)$$

$$J_{0T} \frac{d^2 \psi(t)}{dt^2} - a_{0T} \frac{d^2 W_{0T}(t)}{dt^2} = T_{AT}(t) + T_{DT}(t) - T_{FT}(t); \quad (14)$$

$$a_{0G} \frac{d^2 \varphi(t)}{dt^2} + c_{0G} \frac{d^2 W_{0G}(t)}{dt^2} + \xi_G b_{0G} \frac{dW_{0G}(t)}{dt} + \dots + b_{0G} W_{0G}(t) = f_{0G}(t); \quad (15)$$

$$a_{0T} \frac{d^2 \psi(t)}{dt^2} + c_{0T} \frac{d^2 W_{0T}(t)}{dt^2} + \xi_T b_{0T} \frac{dW_{0T}(t)}{dt} + \dots + b_{0T} W_{0T}(t) = f_{0T}(t). \quad (16)$$

Coefficients  $a_{0G}$ ,  $a_{0T}$ ,  $c_{0G}$ ,  $c_{0T}$  and  $b_{0G}$ ,  $b_{0T}$  in equations (13)–(15) are obtained by substituting expression (5), (6) into equation (8), (9) multiplying both parts of the resulting equation by  $\gamma_{0G}(x)$ ,  $\gamma_{0T}(x)$  and integrating both parts of the equation in the range from  $r$  to  $(r + l)$ .

In the elevation and azimuth axes there are two types of external disturbance. The first type of external disturbance is related to the hull longitudinal angular oscillations. These disturbances cause a disturbance torques that acts on the gun and turret

$$M_{DG} = \mu_0 \frac{d\varphi_H(t)}{dt}; \quad (17)$$

$$M_{DT} = \mu_0 \frac{d\psi_H(t)}{dt}, \quad (18)$$

where  $\mu_0$  – constant coefficient, which is determined experimentally;  $d\varphi_H(t)/dt$  and  $d\psi_H(t)/dt$  – hull angular rate in elevation and azimuth axes.

The second type of external perturbation is associated with hull accelerations relative to its elevation axis. These accelerations, being annexed to the distributed masses of the gun, cause its elastic fluctuations. Distributed forces applied to the gun and turret and included in the equation of its elastic oscillations are determined by the following dependencies

$$F_{0G}(x, t) = m(x) \frac{d^2 z_G(t)}{dt^2}; \quad (19)$$

$$F_{0T}(x, t) = m(x) \frac{d^2 z_T(t)}{dt^2}, \quad (20)$$

where  $m(x)$  – the weight of the gun elastic part;  $d^2z_G(t)/dt^2$  and  $d^2z_T(t)/dt^2$  – hull acceleration relative to its elevation and azimuth axes. Then we will get

$$f_{0G}(t) = \frac{d^2z_G(t)}{dt^2} \int_r^{r+l} m(x)\gamma_{1G}(x)dx = k_{zG} \frac{d^2z_G(t)}{dt^2}; \quad (21)$$

$$f_{0T}(t) = \frac{d^2z_T(t)}{dt^2} \int_r^{r+l} m(x)\gamma_{1T}(x)dx = k_{zT} \frac{d^2z_T(t)}{dt^2}. \quad (22)$$

External perturbations acting on the hull in the elevation and azimuth axes are to a large extent determined by the longitudinal angles and hull vertical and horizontal fluctuations. Note that using equations (16), (18) and (20), disturbing moments due to the tank turret imbalance are also taken into account. Using equations (15), (17) and (19), disturbing moments due to the tank gun imbalance are also taken into account.

With direct torque control (DTC) by a synchronous motors with permanent magnets (PMSM) [13] actuator torques  $T_{AG}(t)$ ,  $T_{AT}(t)$  motion equations can be written as follows [14, 15]

$$\tau \frac{dT_{AG}(t)}{dt} + T_{AG}(t) = K_{AG}U_{AG}(t); \quad (23)$$

$$\tau \frac{dT_{AT}(t)}{dt} + T_{AT}(t) = K_{AT}U_{AT}(t), \quad (24)$$

where  $U_{AG}(t)$ ,  $U_{AT}(t)$  – inputs control,  $\tau$  – equivalent constant times and  $K_{AG}$ ,  $K_{AT}$  – contour gains of DTC.

**Method of synthesis.** Let us write down the original turret and gun model (13) – (22) of the electromechanical system as a discrete-continuous plant taking into account the moles of the executive motors (23), (24), hull suspension effects and sensors as plant of robust control system with a state vector  $x(t)$  in the standard form of a state equation

$$\frac{dx(t)}{dt} = f(x(t), u(t), \omega(t), \eta(t)), \quad (25)$$

where  $u(t)$  is the control,  $\omega(t)$  and  $\eta(t)$  are the vectors of the external signal and parametric perturbations,  $f$  – is a nonlinear function.

The mathematical model (25) takes into account the nonlinear frictional dependencies on the shafts of the drive motor, the rotating parts of the reducer and the gun and turret, the gear gap between the teeth of the driving and driven gears, the constraints for control, current, torque and motor rate, as well as the plant moment of inertia.

In particular, the model of turnnion friction torques  $T_F(t)$  of drive motor, reducer and plant adopted in the following form[7]:

$$T_F = \begin{cases} T, & \text{if } |T| \leq T_s \text{ and } |\omega| < 0.001; \\ \left( T_k + (T_s - T_k) \cdot e^{-(\omega/\omega_s)^\delta} \right) \cdot \text{sign}(\omega) + \nu \cdot \omega, & \text{if } |\omega| \geq 0.001, \end{cases}$$

where  $T_F$  – the moment of friction;  $T$  – the moment applied to the shaft that is cracking;  $T_s$  – moment of friction of rest (static friction);  $T_k$  – the moment of kinetic friction.

Measured output vector of the initial system

$$y(t) = Y(x(t), \omega(t), u(t)) \quad (26)$$

is formed by different sensors which measured the angular, rate and acceleration of turret, gun and hull in elevation and azimuth axes and placed at the turret, gun and at the hull [7].

The task of synthesis is the determination of such a regulator [16, 17] which, based on the measured output (26) forming control  $u(t)$  using a dynamic system described by the difference state equation and output

$$\frac{d\xi(t)}{dt} = f(\xi(t), u(t), \omega(t), \eta(t)) + \sum_{i=1}^3 G_i (y(t) - Y(\xi(t), \omega(t), u(t))), \quad (27)$$

$$u(t) = \sum_{i=1}^3 U_i(\xi(t), y(t)), \quad (28)$$

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

The synthesis of the regulator (28) is reduced to determining the matrix of the forms of the regulator gain  $U_i$  by minimizing the norm of the target vector

$$z(x(t), u(t), \eta(t)) = \sum_{i=2}^4 Z_i(x(t), u(t), \eta(t)) \quad (29)$$

on control vector of  $u(t)$  and maximization of the same norm on a of plant uncertain vector  $\eta(t)$  for the worst case disturbance.

The synthesis of the observer (27) is reduced [18] to determining the observer gain coefficients  $G_i$  by minimization of the error vector of the recovery of the state vector  $x(t)$  of the initial system (25) and maximization of the same norm of the error vector along the plant uncertainty vector  $\eta(t)$  and the vector of external signal influences  $\omega(t)$ , 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 [18, 19], 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 [19].

To determine the regulator (28) for plant (25) with target vector (29) consider Hamiltonian function

$$H(x(t), u(t), \eta(t)) = +V_x^T(x(t), u(t), \eta(t))f(x(t), \dots) \\ \dots u(t), \eta(t)) + z^T(x(t), u(t), \eta(t))z(x(t), u(t), \eta(t)) - \dots \\ - \frac{1}{\gamma^2} \eta^T(t)\eta(t), \quad (30)$$

here  $V_x$  are partial derivatives with respect to the state vector  $x(t)$  of the infinite-horizon performance functional (Lyapunov function),  $\gamma$  – weighting coefficient which determines the conservatism degree of the synthesized robust regulator

To determine the robust regulator (28) it is necessary to find the minimum norm of the target vector (29) along the control vector  $u_k$  and the maximum of this norm along the external perturbations vector  $\eta_k$ , which reduces to solving the minimax extremal problem of Hamiltonian function [16]

$$H^*(x(t)) = \min_{u(t)} \max_{\eta(t)} \{H(x(t), u(t), \eta(t))\}. \quad (31)$$

The necessary conditions for the extremum of the Hamiltonian function (31) both in the control vector  $u_k$  and in the external perturbation vector  $\eta_k$  are these equations

$$H_u(x(t), u^*(x(t)), \eta^*(x(t))) = 0; \quad (32)$$

$$H_\eta(x(t), u^*(x(t)), \eta^*(x(t))) = 0, \quad (33)$$

which are Hamilton-Jacobi-Isaacs equations. Here  $H_u$  and  $H_\eta$  are the partial derivatives of the Hamiltonian function with respect to the control vector  $u(t)$  and with respect to the external perturbations vector  $\eta(t)$ .

Note that these equations (32), (33) 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 control law is due to the fact that the difference Hamilton-Jacobi-Isaacs equations (32), (33) is a nonlinear partial differential equation. In this paper we use an approximate solution of the Hamilton-Jacobi-Isaacs equation (32), (33) assuming the analytical dependences of the nonlinearities of the original system (25), (26), (29) in the form of the corresponding series [19]. Then the linear approximation of the Hamilton-Jacobi-Isaac equation (32), (33) are the algebraic Riccati equations

$$A^T P + PA + P \left[ \frac{1}{\gamma^2} B_\eta B_\eta^T - B_u B_u^T \right] P + C_z^T C_z = 0, \quad (34)$$

here, the matrices  $A$ ,  $B_\eta$ ,  $B_u$ ,  $C_z$  in (34) are the corresponding matrices of the linear system obtained by linearizing the original nonlinear system (25), (26), (29).

Similarly matrices of the observer  $G_i$  gain coefficients (27) are found from approximate solutions of the Hamilton-Jacobi-Isaacs equations [18].

**Feed forward control synthesis.** When the tank was moving, the error of the stabilization system of tank armaments was caused by the action of disturbance torques  $T_{DG}(t)$ ,  $T_{DT}(t)$  that acts on the turret in the azimuth axis and on the gun in elevation axis from the side of the tank hull. Sensors that measure the hull angular position, hull angular rate, hull acceleration, etc in elevation and azimuth axes are mounted on the tank hull. These sensors can be used to observer disturbance torques  $T_{DG}(t)$ ,  $T_{DT}(t)$  and their derivatives and implement open-loop control to improve the accuracy of the tank weapon stabilization systems when firing on the move. We introduce the state vectors  $x_{dG}(t)$ ,  $x_{dT}(t)$  of the of external perturbation models, the components of which is the disturbance torques  $T_{DG}(t)$ ,  $T_{DT}(t)$  that acts on the turret in the azimuth axis and on the gun in elevation axis and its derivatives. We write the mathematical models of external disturbances in the following form

$$\frac{dx_{dG}(t)}{dt} = f_{dG}(x_{dG}(t), \omega_{dG}(t), \eta_{dG}(t)); \quad (35)$$

$$\frac{dx_{dT}(t)}{dt} = f_{dT}(x_{dT}(t), \omega_{dT}(t), \eta_{dT}(t)), \quad (36)$$

where  $\omega_{dG}(t)$ ,  $\omega_{dT}(t)$ ,  $\eta_{dG}(t)$ ,  $\eta_{dT}(t)$  are the vectors of the external signal and parametric perturbations [7, 8],  $f_{dG}$ ,  $f_{dT}$  – are a nonlinear functions.

To realize the quasi invariant feed forward control by these disturbance torques  $T_{DG}(t)$ ,  $T_{DT}(t)$  in the plant model (25) also introduced the external disturbance models (35), (36).

Then with the help of the observer (27) the external disturbances torques  $T_{DG}(t)$ ,  $T_{DT}(t)$  and its derivatives also are observed [20] by measurement signals (26). Then the quasi-invariant feed forward control by external disturbances (35), (36) realize in form (28) by observer external disturbance state variables (27).

**Multiobjective synthesis of nonlinear robust control.** For tank main armament guidance and stabilization systems sufficiently stringent requirements are set for the performance indicators in various modes. In the guidance mode it is necessary to control by the gun rate and turret rate. In the stabilization mode it is necessary to control by the gun position and turret position. We bring a part of such performance indicators [7, 8]. 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.

Dynamic characteristics of synthesized system including a nonlinear plant (25) that is closed by a robust controller (26), (27) are determined by the control system model of the system (25), the parameters of the measuring devices (26) and the target vector (29). For the correct definition of the target vector (29), 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 of the objective function

$$F(\chi) = [F_1(\chi), F_2(\chi), \dots, F_m(\chi)]^T, \quad (37)$$

in which the components  $F_i(\chi)$  are direct quality indicators that are presented to the system in various modes of its operation such as the time of the first coordination, the time of regulation, overshooting, etc [7, 8].

To calculate the vectors objective function (37) and constraints on state variables and control, the initial nonlinear system (25), (26) is modeled by a closed synthesized nonlinear regulator (27), (28) in various modes of operation, with different input signals and for various values of the plant parameters [8]. This (37) multiobjective nonlinear programming problem [22, 23] is solved on the basis of multi-swarm stochastic multi-agent optimization algorithms from Pareto optimal solutions [22, 23].

**Computer simulation results.** Comprehensive research of dynamic characteristics and sensitivity to the plant parameters change of the electromechanical tank armament stabilization systems with synchronous motor



with permanent magnets taking into account the gun barrel elastic oscillations as a discrete-continuous plant with parametric uncertainty [8] with synthesized nonlinear robust regulators were conducted. As an example Fig. 1 shows state variables random processes implementation of the synthesized electromechanical tank gun stabilization systems in the elevation axis when the tank moves at a speed of  $8 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  along a standard tank route. On Fig. 1 shows such state variables of a closed system: a) the angle  $\varphi(t)$  of deviation between the axis of the object and the given direction, and b) its derivative  $d\varphi(t)/dt$ ; c) the value of the function  $W_{0G}(t)$  in the representation  $y_G(x, t)$  of the function, which characterizes the deviation of the tank barrel axis points from its state in the elevation axis, which is not deformed, and d) actuator torque  $T_{AG}(t)$ .

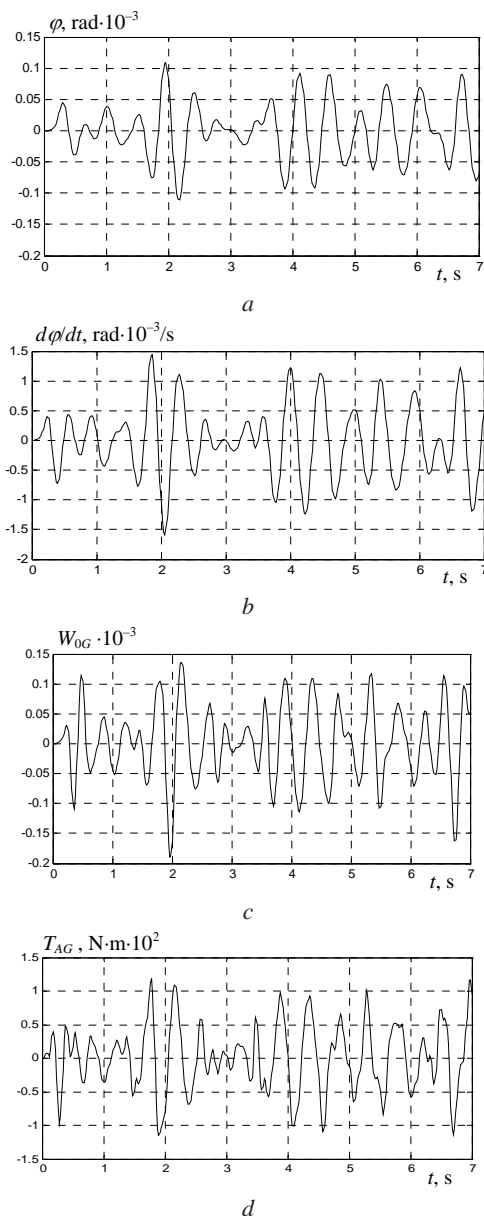


Fig. 1. State variables random processes implementation of the synthesized electromechanical tank gun stabilization systems in the elevation axis

As can be seen from Fig. 1.d, the actuator torques  $T_{AG}(t)$  acting on the gun reaches  $100 \text{ N}\cdot\text{m}$ . The magnitude

of disturbance torques  $T_{DG}(t)$  acting on the gun, depends on the tank speed and the quality of the road surface. When moving along a mid-intersected area, these disturbance torques  $T_{DG}(t)$  reach values  $800 \text{ N}\cdot\text{m}$  [8]. With an increase the tank movement speed, the action of external disturbances gun weakens. This is explained by the fact that in the  $4\text{--}6 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  movement speeds range, the resonant properties of the tank training system are manifested, and at speeds exceeding  $8 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ , the tank overcomes small effects, almost not responding to them. At the same time, with increased of the tank movement speed, the average frequency of oscillations of the function  $F_{0G}(x, t)$  in (19) significantly increases, which reduces the accuracy of aimed shooting on the move.

As can be seen from this figure, the error of stabilization of a given angle of a tank gun is about  $0.1 \text{ mrad}$ , which is about 1.7 times less than the error of a system with a typical proportional-differential controller [2, 10] and corresponds to the «Leclerc» tank weapons stabilization system accuracy [10, 24].

During the simulation of the dynamic characteristics of the synthesized electromechanical tank armament stabilization systems, it was found that the use of nonlinear robust control made it possible to reduce the time spent on working out the initial angular mismatch of  $0.1 \text{ rad}$  between guns and targets directions. When the plant inertia moment was changed by 30 %, the mining time was changed by less than 10 % while maintaining the level of overregulation, while in the system with a typical regulator, the mining time was changed to 30 % with a significant change in the system overshoot. Thus, the use of nonlinear robust controllers also made it possible to reduce the sensitivity of the system to changes in the parameters of the control object as compared to the existing system.

### Conclusions.

1. For the first time the method of multiobjective synthesis of nonlinear robust control by electromechanical tank armament stabilization systems with synchronous motor with permanent magnets taking into account the gun barrel elastic oscillations as a discrete-continuous plant and tank turret imbalance and with parametric uncertainty is developed.

2. Synthesis of nonlinear robust regulators and nonlinear robust observers reduces to solving the system of Hamilton-Jacobi-Isaacs equations. Robust control target vector is determined by solving the multi criterion nonlinear programming problem in which the components of the vectors of the objective function are direct quality indicators that are presented to the system in various modes of its operation.

3. Based on the computer model dynamic characteristics analysis of the synthesized electromechanical tank armament stabilization systems with synchronous motor with permanent magnets as a discrete-continuous plant shown that the use of synthesized nonlinear robust regulators made it possible to reduce by 1.7 times the error of stabilization of a given angular position of a tank gun when moving the tank, reduce by 1.8–2 times the time spent working off the initial angular misalignment of

0.1 rad between the gun and target directions, reduce by 20 % the system sensitivity to plant parameters changes in comparison with the existing system with standard proportional-differential regulator.

4. The results of the synthesis of electromechanical tank armament stabilization systems with synchronous motor with permanent magnets are recommended for use in the modernization of the T-64 tanks family.

#### REFERENCES

1. Chernyshev V.L., Tarasenko A.A., Ragulin S.V. Comparative evaluation of tactical and technical and structural parameters of T-64B tanks (BM «Bulat») and Leopard-2A4. Available at: <http://btvt.narod.ru/raznoe/bulat-leo2.htm> (accessed 05 May 2018). (Rus).
2. Koshelev V.V., Lavrishchev B.P., Sokolov V.Ya., Potemkin E.K., Prutkov V.N. Accuracy of complexes of tank-army armament according to military test data. *Bulletin of armored vehicles*, 1985, no.4, pp. 58-24. (Rus).
3. Features of the upgraded tanks T-64BV of Armed Forces of Ukraine. Available at: <https://diana-mihailova.livejournal.com/2524539.html> (accessed 14 July 2018). (Rus).
4. M1 Abrams Main Battle Tank 1982-1992. New Vanguard 2. – Osprey Publishing (UC), 1993. 49 p.
5. Challenger 2 Main Battle Tank 1987-2006. New Vanguard 112. – Osprey Publishing (UC), 2006. 49 p.
6. Merkava – A History of Israel's Main Battle Tank. Marsh Gelbart. Tankograd Publishing-Verlag Jochen Vollert, Germany, 2005. 175 p.
7. Closed-loop optimization program for the M60A1 tank gun stabilization system. W. Binroth, Rock Island Arsenal, 1975. 251 p.
8. Aleksandrov E., Bogaenko I., Kuznetsov B. *Parametric synthesis of tank weapon stabilization systems*. Kyiv, Tehnika Publ., 1997. 112 p. (Rus).
9. *All Electric Combat Vehicles (AECV) for Future Applications*. Report of The Research and Technology Organization (RTO) of NATO Applied Vehicle Technology Panel (AVT) Task Group AVT-047 (WG-015), 2004. 234 p.
10. Eliseev A.D. Main directions of development of modern tank armament stabilizers. *News of the Tula state university. Technical sciences*, 2012, iss.11, part 2, pp. 3-9. (Rus).
11. Shamarih O.V. Electromechanical stabilizers of tank armaments. *Bulletin of armored vehicles*, 1985, no.1, pp. 23-26.
12. Kozyrev V.V. Ways and prospects for improving the stabilizers of tank-water weapons. *Defense equipment*, 2005, no.2-3, pp. 65-71.
13. Peresada S., Kovbasa S., Korol S., Zhelinskyi N. Feedback linearizing field-oriented control of induction generator: theory and experiments. *Technical Electrodynamics*, 2017, no.2, pp. 48-56. (Rus). doi: **10.15407/techned2017.02.048**.
14. Buriakovskiy S., Maslii A., Maslii A. Determining parameters of electric drive of a sleeper-type turnout based on electromagnet and linear inductor electric motor. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*, 2016, vol.4, no.1(82), pp. 32-41. (Rus). doi: **10.15587/1729-4061.2016.75860**.
15. Rozov V.Yu., Reutskiy S.Yu., Pelevin D.Ye., Pylugina O.Yu. The magnetic field of transmission lines and the methods of its mitigation to a safe level. *Technical Electrodynamics*, 2013, no. 2, pp. 3-9. (Rus).
16. William McEneaney M. *Max-plus methods for nonlinear control and estimation*. Birkhäuser Boston Basel Berlin, 2006. 256 p.
17. Wilson Rugh J. *Nonlinear System Theory. The Volterra. Wiener Approach*. The Johns Hopkins University Press, 2002. 330 p.
18. Tolochko O. Analysis of observed-based control systems with unmeasured disturbance. *2017 IEEE First Ukraine Conference on Electrical and Computer Engineering (UKRCON)*, May 2017. doi: **10.1109/ukrcon.2017.8100402**.
19. 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).
20. Galchenko V.Ya., Yakimov A.N. A Turmitobionic Method for the Solution of Magnetic Defectometry Problems in Structural-Parametric Optimization Formulation. *Russian Journal of Nondestructive Testing*, 2014, vol.50, no.2, pp. 59-71. doi: **10.1134/s106183091402003x**.
21. Xin-She Yang, Cui Zhihua, Xiao Renbin, Amir Hossein Gandomi, Mehmet Karamanoglu. *Swarm Intelligence and Bio-Inspired Computation: Theory and Applications*. Elsevier Inc., 2013. 450 p. doi: **10.1016/C2012-0-02754-8**.
22. Gal'chenko V.Y., Yakimov A.N., Ostapushchenko D.L. Pareto-optimal parametric synthesis of axisymmetric magnetic systems with allowance for nonlinear properties of the ferromagnet. *Technical Physics*, 2012, vol.57, no.7, pp. 893-899. doi: **10.1134/s1063784212070110**.
23. Shoham Y., Leyton-Brown K. *Multiagent Systems: Algorithmic, Game-Theoretic, and Logical Foundations*. Cambridge University Press, 2009. 504 p. doi: **10.1017/CBO9780511811654**.
24. Gun turret drives: Electric stabilization systems for military ground vehicles. Available at: <https://www.jenoptik.com/products/defense-and-security/stabilization-systems/gun-turret-drives> (accessed 11 August 2018).

Received 27.11.2018

B.I. Kuznetsov<sup>1</sup>, Doctor of Technical Science, Professor,  
T.B. Nikitina<sup>2</sup>, Doctor of Technical Science, Professor,  
I.V. Bovdii<sup>1</sup>, Candidate of Technical Science,  
B.B. Kobilyanskiy<sup>1</sup>, Candidate of Technical Science, Associate Professor,

<sup>1</sup> 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

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

В.Я. Гальченко, Р.В. Трембовецька, В.В. Тичков

## ПОБУДОВА RBF-МЕТАМОДЕЛЕЙ СТРУКТУР ЗБУДЖЕННЯ РУХОМОГО КОНЦЕНТРИЧНОГО ВИХРОСТРУМОВОГО ПЕРЕТВОРЮВАЧА

Розроблено програмне забезпечення для розрахунку розподілу густини вихрових струмів в зоні контролю накладного вихрострумів перетворювача із врахуванням ефекту швидкості за «точними» електродинамічними математичними моделями. Розроблено програмне забезпечення для формування точок плану експерименту із використанням ЛПТ-послідовностей, що дозволило здійснювати відбір планів з рівномірним заповненням точками гіперпростору пошуку. Для нерухомого та рухомого накладних вихрострумів перетворювачів створено нейромережеві метамоделі на радіально-базисній функції Гауса. Оцінено адекватність та інформативність отриманих метамоделей накладних вихрострумів перетворювачів. Результати дослідження можуть бути використані при синтезі рухомих накладних вихрострумів перетворювачів із априорі заданим розподілом густини вихрових струмів в зоні контролю. Бібл. 22, табл. 6, рис. 8.

**Ключові слова:** накладний вихрострумів перетворювач; розподіл густини вихрових струмів; структура збудження; математична модель; оптимальний синтез; комп'ютерний план експерименту; ЛПТ-послідовність; RBF-метамоделі; комітет нейронних мереж.

Разработано программное обеспечение для расчета распределения плотности вихревых токов в зоне контроля накладного вихретокового преобразователя с учетом эффекта скорости по «точным» электродинамическим математическим моделям. Разработано программное обеспечение для формирования точек плана эксперимента с использованием ЛПТ-последовательностей, что позволило осуществлять отбор планов с равномерным заполнением точками гиперпространства поиска. Для неподвижного и движущегося накладных вихретоковых преобразователей созданы нейросетевые метамоделі на радиально-базисной функции Гаусса. Оценены адекватность и информативность полученных метамоделей накладных вихретоковых преобразователей. Результаты исследования могут быть использованы при синтезе движущихся накладных вихретоковых преобразователей с априори заданным распределением плотности вихревых токов в зоне контроля. Библ. 22, табл. 6, рис. 8.

**Ключевые слова:** накладной вихретоковый преобразователь; распределение плотности вихревых токов; структура возбуждения; математическая модель; оптимальный синтез; компьютерный план эксперимента; ЛПТ-последовательность; RBF-метамоделі; комитет нейронных сетей.

**Вступ.** Вихрострумів метод контролю та прилади на його основі знаходять широке застосування для визначення параметрів різноманітних об'єктів контролю (ОК): дефектів несущільності матеріалу, контролю розмірів ОК і параметрів вібрацій, контролю якості термічної і хіміко-термічної обробки деталей, стану поверхневих шарів після механічної обробки, наявності залишкових механічних напружень, реконструкції розподілу електропровідності та магнітної проникності всередині об'єктів та інші.

Поряд із вагомими перевагами вихрострумів методу контролю притаманні деякі недоліки, наприклад, можливість контролю тільки струмопровідних об'єктів, відносно мала глибина проникнення вихрових струмів, неоднорідна чутливість перетворювачів класичних конструкцій.

Класичним накладним вихрострумів перетворювачам (НВСП) властивий характерний розподіл густини вихрових струмів (ГВС) в ОК, який залежить від геометричних, електромагнітних параметрів та взаємного розташування його збуджуючої котушки відносно контрольованої поверхні. В НВСП ГВС максимальна в поверхневому шарі струмопровідного об'єкту та зменшується при віддаленні від витків котушки збудження вздовж поверхні (рис. 1,а) і в більш глибоких шарах за експоненціальним законом. Тобто при такому неоднорідному розподілі ГВС (рис. 1,а) взаємне розташування НВСП відносно ОК суттєво впливає на чутливість методу. В дефектоскопії, наприклад, у випадку розташування поверхневої тріщини кінцевої довжини під геометричним центром котушки збудження чутливість буде близькою до нуля (рис. 1,е), мінімальна чутливість спостерігається для

випадку розташування поверхневої тріщини паралельно до вихрових струмів (рис. 1,з); максимальна – якщо тріщина перпендикулярна до напрямку вихрових струмів (рис. 1,д).

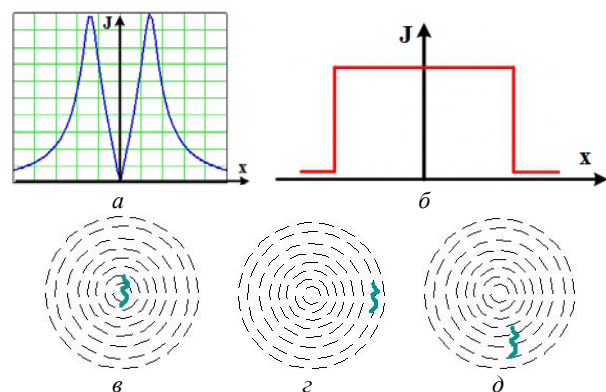


Рис. 1. Особливості НВСП: розподіл ГВС, притаманний класичним конструкціям перетворювачів (а); рівномірний розподіл ГВС (б); чутливість близька до нуля (в); мінімальна чутливість (г); максимальна чутливість (д)

Для того, щоб зменшити ефект залежності чутливості перетворювача до дефекту незалежно від його розташування в зоні контролю, бажано мати розподіл ГВС в ній однорідним (рис. 1,б). Виникає задача створення НВСП з однорідною чутливістю, а відповідно й однорідним розподілом ГВС в зоні контролю об'єкту. Дану задачу можливо вирішити в рамках задачі оптимального синтезу в результаті визначення раціональної структури системи збудження НВСП з відповідними параметрами, що забезпечують необ-

© В.Я. Гальченко, Р.В. Трембовецька, В.В. Тичков

хідний розподіл ГВС. Важливо також досягнути однорідної чутливості НВСП, які не тільки нерухомі відносно ОК чи переміщуються з невеликою швидкістю, коли ефектом виникнення струмів переносу можна знехтувати, але й для рухомих перетворювачів.

**Огляд літератури.** В роботі [1] розглядаються задачі лінійного синтезу нерухомого НВСП, де в якості вихідних даних приймається залежність вихідного сигналу від зазору чи питомої електричної провідності досліджуваного об'єкту. Для розв'язку некоректної задачі синтезу застосовано метод регуляризації, тобто на шукані функції введено певні обмеження. В роботі [2] розглянуті питання лінійного синтезу нерухомого НВСП. Площина зони контролю паралельна до робочого торця перетворювача, де і створювалася задана структура магнітного поля. В роботі [3] представлений алгоритм нелінійного синтезу магнітних полів збудження нерухомого НВСП з попередньо визначеною їх конфігурацією. Рішення задачі отримано шляхом мінімізації середньостепеневої апроксимації мінімаксного функціоналу, що забезпечує мінімальне відхилення шуканого розподілу електромагнітного поля від заданого. В роботі [4] виконано структурно-параметричний синтез системи збудження нерухомого НВСП. Шуканими параметрами є кількість секцій, їх радіуси та координати. Пошук оптимального рішення виконувався за допомогою генетичного алгоритму. Отримані оптимальні значення параметрів секцій котушок, а також найбільш конструктивно прості системи збудження, які забезпечують заданий розподіл зондуючого поля в просторі. Досягнуто значне покращення якості генерованого поля синтезованої магнітної системи, суттєве спрощення структури за кількістю секцій та зменшення довжини системи, а також зменшено кількість витків в секціях при однакових значеннях струмів. В роботі [5] запропоновано методологію оптимізації конструкції котушки вихрострумowego перетворювача (ВСП), яка дозволяє максимально наблизитися до ідеального поля збудження в багатоцільовій постановці задачі. В дослідженнях представлений спосіб оптимізації конструкції системи збудження для отримання тангенціального і рівномірного розподілу мультилінійних вихрових струмів. В роботі [6] розроблено метод оптимізації параметрів котушки збудження шляхом рішення багато-параметричної багатоцільової задачі оптимізації. Здійснено імітаційне моделювання поведінки нескінченної котушки з тангенціальним рівномірним полем на поверхні ОК. В результаті отримана нерівномірна багатопарова конструкція котушки ВСП, яка забезпечує однорідне поле збудження. В роботі [7] застосовано генетичний алгоритм вирішення оптимізаційної задачі вибору параметрів поля збудження ВСП. Для котушки збудження перетворювача отримано оптимальні значення частоти та розміри.

Таким чином, раніше опубліковані дослідження, присвячені питанням синтезу ВСП [1-7] із заданою конфігурацією зондуючого поля в зоні контролю, розглядали нерухомі ОК та не враховували реакцію електропровідного середовища. При цьому достатньо було створити системи збудження НВСП із рівномірним розподілом електромагнітного поля, що гарантовано забезпечувало рівномірний розподіл ГВС в ОК. Врахування швидкісного ефекту передбачає синтез однорідного розподілу ГВС в середовищі ОК, що є принциповою відмінністю

від результатів попередніх досліджень і не може бути здійснено запропонованими раніше засобами.

**Мета та задачі дослідження.** Об'єкт дослідження – процеси вихрострумowego контролю якості об'єктів. Предмет дослідження – рухомий круговий НВСП з однорідним розподілом ГВС в зоні контролю. Мета роботи – створення RBF-метамоделі рухомого концентричного кругового НВСП, яку можна використовувати для розрахунку розподілу ГВС в області контрольної зони та придатної для використання в задачах оптимального синтезу.

**Математична модель рухомого НВСП.** В якості початкових вихідних даних для проектування в задачі синтезу НВСП в загальній постановці використовується апріорі заданий бажаний розподіл ГВС  $J_{reference}$  в зоні контролю. З метою деякого спрощення задачі обмежимся спочатку отриманням даного розподілу ГВС на поверхні ОК, задаючи певними значеннями ГВС у сукупності  $N$  контрольних точок  $Q$ .

Структура збудження НВСП складається із системи  $M$  котушок із різноманітною висотою розташування  $z_{0k}$ ,  $k = 1 \dots M$  відповідної котушки відносно ОК та радіусами  $r_k$ . Схема їх включення – зустрічна або узгоджена, а струм живлення  $I$  може бути як однаковим, так і різним для кожної із котушок. Як варіант структури збудження на рис. 2,а показана система концентричних котушок із різними радіусами, що розташована на однаковій висоті  $z_0$  над ОК. На рис. 2,б показана система збудження із котушок різних радіусів, що розташовані на однаковій висоті, при цьому центри котушок зміщені, тобто котушки не концентричні. Рис. 2,в демонструє систему котушок із різними радіусами, котрі розташовані на різних висотах та зі зміщенням центрів одного відносно інших.

В [8-13] розроблено математичну модель одиної котушки збудження НВСП, що дозволяє визначити розподіл ГВС в ОК, яку домовимося називати «точною». Для цього прийнято наступні припущення: середовище лінійне, однорідне, ізотропне; ОК рухомий, струмопровідний, нескінченної ширини і довжини та має кінцеву товщину  $d$ ; котушка збуджується змінним струмом  $I$  частотою  $\omega$ ; провідник котушки представляється нескінченно тонким; електрична провідність  $\sigma$ , відносна магнітна проникність  $\mu_r$  і швидкість руху перетворювача  $\vec{v} = (v_x, v_y, 0)$  є сталими. Відповідно до цієї математичної моделі розглядалися три розрахункові області, в яких визначалися комплексні значення магнітної індукції:

- в області  $0 < z < z_0$

$$\vec{B}_1 = \vec{B}_i + \vec{B}_r,$$

$$\vec{B}_i = \text{rot } \vec{A}_i, \quad \vec{A}_i = \frac{\mu_0}{4\pi} \int_l \frac{\vec{J} dl}{R}, \quad (1)$$

$$\Delta \vec{B}_r = 0, \quad \text{rot } \vec{B}_r = 0,$$

де  $\vec{B}_i$  описує власне магнітне поле витка довжиною  $l$  та густиною струму  $\vec{J}$ , а  $\vec{B}_r$  – магнітне поле вихрових струмів, наведених в середовищі ОК;

- в області  $-d < z < 0$

$$\Delta \vec{B}_2 - \sigma \cdot \mu \cdot \mu_0 \cdot \left( v_x \cdot \frac{\partial \vec{B}_2}{\partial x} + v_y \cdot \frac{\partial \vec{B}_2}{\partial y} \right) - j \cdot \omega \cdot \sigma \cdot \mu \cdot \mu_0 \cdot \vec{B}_2 = 0, \quad (2)$$

$$\text{div } \vec{B}_2 = 0;$$



- в області  $z < -d$

$$\Delta \vec{B}_3 = 0, \text{rot } \vec{B}_3 = 0. \quad (3)$$

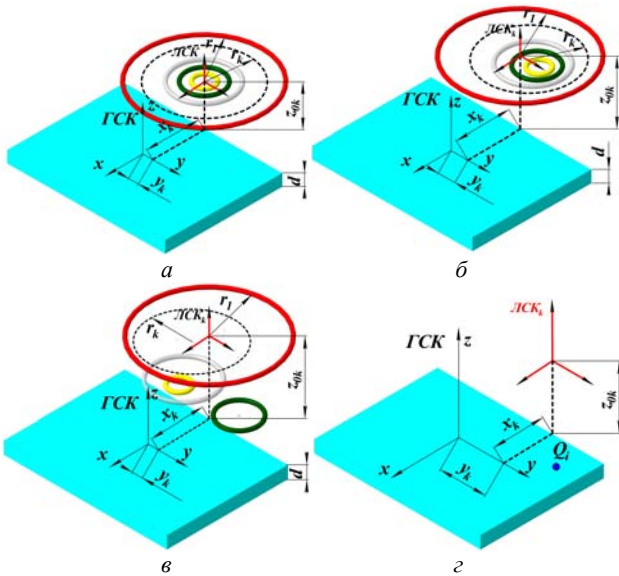


Рис. 2. Геометричні моделі структур збудження НВСП: система концентричних котушок, де котушки розташовані на одній висоті  $z_0$  (а); система котушок, де котушки розташовані на одній висоті  $z_0$ , центри котушок зміщені (б); система котушок, де котушки розташовані на різних висотах, центри котушок зміщені (в); загальне розташування глобальної та локальних систем координат котушок (г)

Розв'язок системи рівнянь (1)-(3) у сукупності з умовами неперервності тангенціальної складової напруженості магнітного поля та нормальної складової магнітної індукції на границях розділу середовищ  $z = 0$  та  $z = -d$ , дозволяє отримати розподіл компонент магнітної індукції в середовищі ОК:

$$B_{2x} = \frac{\mu_0 \cdot \mu_r \cdot I}{8 \cdot \pi^2} \cdot \int_{-\infty}^{\infty} \int_{-\infty}^{\infty} \frac{\xi}{\eta \cdot (1 - e^{-2 \cdot \gamma \cdot d})} \times \left[ \left\{ -(1 + \lambda_0) \cdot e^{2 \cdot \gamma \cdot d} + \nu_0 \cdot e^{\left( \gamma - \sqrt{\xi^2 + \eta^2} \right) \cdot d} \right\} \cdot e^{\gamma \cdot z} + \left\{ 1 + \lambda_0 - \nu_0 \cdot e^{\left( \gamma - \sqrt{\xi^2 + \eta^2} \right) \cdot d} \right\} \cdot e^{-\gamma \cdot z} \right] \times e^{-z_0 \cdot \sqrt{\xi^2 + \eta^2}} \cdot S(\xi, \eta) \cdot e^{-j(x \cdot \xi + y \cdot \eta)} d\xi d\eta \quad (4)$$

$$B_{2y} = \frac{\mu_0 \cdot \mu_r \cdot I}{8 \cdot \pi^2} \cdot \int_{-\infty}^{\infty} \int_{-\infty}^{\infty} \frac{1}{(1 - e^{-2 \cdot \gamma \cdot d})} \times \left[ \left\{ -(1 + \lambda_0) \cdot e^{2 \cdot \gamma \cdot d} + \nu_0 \cdot e^{\left( \gamma - \sqrt{\xi^2 + \eta^2} \right) \cdot d} \right\} \cdot e^{\gamma \cdot z} + \left\{ 1 + \lambda_0 - \nu_0 \cdot e^{\left( \gamma - \sqrt{\xi^2 + \eta^2} \right) \cdot d} \right\} \cdot e^{-\gamma \cdot z} \right] \times e^{-z_0 \cdot \sqrt{\xi^2 + \eta^2}} \cdot S(\xi, \eta) \cdot e^{-j(x \cdot \xi + y \cdot \eta)} d\xi d\eta \quad (5)$$

$$B_{2z} = j \cdot \frac{\mu_0 \cdot \mu_r \cdot I}{8 \cdot \pi^2} \cdot \int_{-\infty}^{\infty} \int_{-\infty}^{\infty} \frac{\xi^2 + \eta^2}{\eta \cdot \gamma \cdot (1 - e^{-2 \cdot \gamma \cdot d})} \times \left[ \left\{ -(1 + \lambda_0) \cdot e^{2 \cdot \gamma \cdot d} + \nu_0 \cdot e^{\left( \gamma - \sqrt{\xi^2 + \eta^2} \right) \cdot d} \right\} \cdot e^{\gamma \cdot z} - \left\{ 1 + \lambda_0 - \nu_0 \cdot e^{\left( \gamma - \sqrt{\xi^2 + \eta^2} \right) \cdot d} \right\} \cdot e^{-\gamma \cdot z} \right] \times e^{-z_0 \cdot \sqrt{\xi^2 + \eta^2}} \cdot S(\xi, \eta) \cdot e^{-j(x \cdot \xi + y \cdot \eta)} d\xi d\eta \quad (6)$$

де  $B_{2x}$ ,  $B_{2y}$ ,  $B_{2z}$  – складові магнітної індукції по просторовим координатам;  $S(\xi, \eta)$  – функція форми котушки,

$$S(\xi, \eta) = -j \cdot \frac{2 \cdot \pi \cdot r \cdot \eta}{\sqrt{\xi^2 + \eta^2}} \cdot J_1 \left( r \cdot \sqrt{\xi^2 + \eta^2} \right);$$

$$\gamma = \sqrt{\xi^2 + \eta^2 - j \cdot \sigma \cdot \mu_0 \cdot \mu_r \cdot (v_x \cdot \xi + v_y \cdot \eta)} + \sqrt{j \cdot \omega \cdot \sigma \cdot \mu_0 \cdot \mu_r}$$

$$\lambda_0 = \frac{\left\{ \gamma^2 - \mu_r^2 \cdot (\xi^2 + \eta^2) \right\} \cdot (1 - e^{-2 \cdot \gamma \cdot d})}{\left( \gamma + \mu_r \cdot \sqrt{\xi^2 + \eta^2} \right)^2 - \left( \gamma - \mu_r \cdot \sqrt{\xi^2 + \eta^2} \right)^2 \cdot e^{-2 \cdot \gamma \cdot d}};$$

$$\nu_0 = \frac{4 \cdot \mu_r \cdot \gamma \cdot \sqrt{\xi^2 + \eta^2} \cdot e^{\left( \sqrt{\xi^2 + \eta^2} - \gamma \right) \cdot d}}{\left( \gamma + \mu_r \cdot \sqrt{\xi^2 + \eta^2} \right)^2 - \left( \gamma - \mu_r \cdot \sqrt{\xi^2 + \eta^2} \right)^2 \cdot e^{-2 \cdot \gamma \cdot d}}$$

де  $v_x$ ,  $v_y$  – складові швидкості руху кругового НВСП відносно ОК;  $d$  – товщина ОК;  $\xi$ ,  $\eta$  – змінні інтегрування.

Ці вирази є адекватними у локальній системі координат (ЛСК), де початок координат співпадає з центром витка. Кратні невластні інтеграли першого роду, які вони містять, розраховуються чисельно методом усічення.

Вирази (4)-(6) дозволяють отримати «точну» математичну модель розподілу ГВС в ОК для кругового НВСП. Складові ГВС по просторовим координатах  $x$ ,  $y$ ,  $z$  відповідно визначаються за формулами:

$$J_x = \frac{1}{\mu_0 \cdot \mu_r} \cdot \left[ \frac{\partial B_{2z}}{\partial y} - \frac{\partial B_{2y}}{\partial z} \right];$$

$$J_y = \frac{1}{\mu_0 \cdot \mu_r} \cdot \left[ \frac{\partial B_{2x}}{\partial z} - \frac{\partial B_{2z}}{\partial x} \right]; \quad (7)$$

$$J_z = \frac{1}{\mu_0 \cdot \mu_r} \cdot \left[ \frac{\partial B_{2y}}{\partial x} - \frac{\partial B_{2x}}{\partial y} \right].$$

Координати контрольних точок  $Q_i$ ,  $i = 1 \dots N$  задаються в глобальній системі координат (ГСК), потім перераховуються в  $k$ -ту ЛСК. В ЛСК розрахунок ГВС виконується в кожній контрольній точці, а потім результуючі значення отримуються як суперпозиція в кожній точці  $i = 1 \dots N$  від всіх  $M$  котушок (рис. 2, в).

В загальному випадку цільова функція для задачі оптимального синтезу в класичній постановці має вигляд:

$$F_{target} = \sum_{i=1}^N \left( \sum_{k=1}^M J_{ik} - J_{reference} \right)^2 \rightarrow \min, \quad (8)$$

де  $J_{reference}$  – бажане значення густини вихрових струмів в контрольній точці;  $J_{ik}$  – густина вихрового струму в контрольній точці ОК з номером  $i$ , створена  $k$ -ою котушкою системи збудження НВСП;  $N$  – кількість контрольних точок в зоні;  $M$  – кількість котушок у системі збудження кругового НВСП. В результаті синтезу отримують просторову конфігурацію та геометричні параметри структури збудження НВСП, які в сукупності забезпечують реалізацію необхідних характеристик. Реалізація задачі оптимального синтезу передбачає багатократне вирішення задачі аналізу для кожної поточної структури збудження шляхом чисельних розрахунків. В [14, 15] встановлено, що розрахунки за цими виразами є вельми затратними в сенсі обчислювальних та часових затрат, що унеможливило розв'язок задачі синтезу.

Одним із шляхів вирішення проблеми критичної ресурсоемності є застосування технологій сурогатної оптимізації [16, 17] та стохастичної метаевристичної оптимізації [18, 19]. Тобто для формулювання функції цілі в рамках задачі оптимального синтезу можна використати метамодель НВСП, яка значно простіша в реалізації і менш ресурсоемна [14, 15] та являє собою апроксимацію «точної» електродинамічної моделі.

Для досягнення поставленої мети вирішувалися наступні задачі: створення програмного забезпечення для розрахунку розподілу ГВС в зоні контролю НВСП із врахуванням ефекту швидкості за «точними» електродинамічними математичними моделями; створення програмного забезпечення для формування точок плану експерименту із використанням ЛП<sub>τ</sub>-послідовностей Соболя для вибору найбільш досконалих планів експерименту індивідуально для апроксимованих поверхонь відгуку; створити геометричні моделі структур збудження кругових НВСП із однорідною чутливістю для їх оптимального синтезу із урахуванням ефекту швидкості; удосконалити обчислювальну методика побудови метамodelей об'єктів, що характеризуються значною обчислювальною ресурсоемністю при моделюванні фізичних процесів; створити RBF-метамodelі концентричного кругового НВСП нерухомого та з урахуванням ефекту швидкості.

Для розрахунку «точних» електродинамічних математичних modelей (4)-(7) розроблено програмне забезпечення в пакеті MathCAD 15.

Розрахунок розподілу ГВС для витка котушки збудження круглої форми з метою його візуалізації виконувався для випадку варіювання двох параметрів  $J = f(x, y)$  (рис. 2,а) та фіксованих інших за формулами (4)-(7) «точної» математичної моделі при наступних вихідних даних: для випадку нерухомого НВСП –  $x = 0 \dots 30$  мм,  $y = 0 \dots 30$  мм,  $r = 5$  мм; для випадку рухомого НВСП –  $v = (40; 0; 0)$  м/с;  $x = -30 \dots 30$  мм,  $y = 0 \dots 30$  мм,  $r = 5, 10, 15$  мм; товщина струмопровідного матеріалу  $d = 10$  мм; висота розташування витка котушки над ОК  $z_0 = 3$  мм; частота  $f = 100$  Гц; електрофізичні параметри матеріалу  $\sigma = 3,745 \cdot 10^7$  См/м,  $\mu_r = 1$ , струм  $I = 1$  А.

На рис. 3,а-з показано 3D-розподіл ГВС та лінії рівня для деяких радіусів витків котушки збудження. Так, на рис. 3,а,б наведено результати моделювання для нерухомого НВСП, а на рис. 3,в-з – результати розрахунку розподілу ГВС при врахуванні ефекту швидкості.

Обчислювальна складність однократного розрахунку розподілу ГВС за «точною» математичною моделлю при варіюванні тільки двох просторових координат  $J = f(x, y)$  при  $r = \text{const}$  є достатньо великою і складає від 5 до 8 годин.

#### Основні положення та розробка метамodelей.

В роботах [14, 17] авторами запропонована загальна обчислювальна методика побудови метамodelей з використанням сучасних досягнень в області штучного інтелекту та теорії планування експериментів. На ряді прикладів доведено ефективність її використання. Для побудови моделі-замісника використовувалися нейронні мережі, які надають можливість швидкого та нескладного розрахунку виходу мережі, навіть при досить великій кількості нейронів у прихованих шарах. В [15, 16] розглянуто деякі особливості застосування цієї технології стосовно задач синтезу НВСП. Надалі увагу при дослідженнях сконцентровано на деталях побудови метамodelей кругових НВСП з певними структурами системи збудження, а саме варіанту, ілюстрованому на рис. 2,а, тобто апроксимації  $\hat{J} = f(x, y, r)$ .

На відміну від попередніх досліджень авторів, підвищення точності нейромережевого рішення апроксимаційних задач було досягнуто за допомогою комітету нейронних мереж [20]. Комітет приймає кінцеве рішення, використовуючи окремі рішення декількох нейронних мереж, тобто методологію bagging. Таким чином, для зменшення кореляції помилок нейронних мереж застосовується bagging-комітет. Дана методологія передбачає навчання нейронних мереж на bootstrap-вибірках, які являють собою набір елементів із повторами з попередньої навчальної множини даних. Bagging забезпечує найбільшу ефективність у випадку досить великої кількості вихідних навчальних даних. Таким чином, для побудови апроксимаційної моделі застосовувався математичний апарат штучних нейронних мереж, а саме bagging-комітет RBF-мереж з ядерною функцією активації Гауса.

Створення метамodelі передбачає побудову плану комп'ютерного обчислювального експерименту, в точках якого розраховується розподіл ГВС за «точною» математичною моделлю, побудову апроксимаційної моделі та перевірку валідності отриманої моделі.

План експерименту реалізовано за допомогою рівномірного комп'ютерного заповнення точками тривимірного простору пошуку, а саме, з використанням ЛП<sub>τ</sub>-послідовностей Соболя [21]. Точки плану експерименту згенеровано за допомогою ЛП<sub>τ</sub>-послідовностей ( $\zeta_1, \zeta_2, \zeta_4$ ) і їх загальна кількість становить: для випадку нерухомого НВСП –  $N = 2048$  та  $N = 3315$  – для рухомого НВСП. На кожний зріз поверхні по радіусу припадає приблизно  $N_{cut} = 146$  та  $N_{cut} = 255$  точок відповідно.

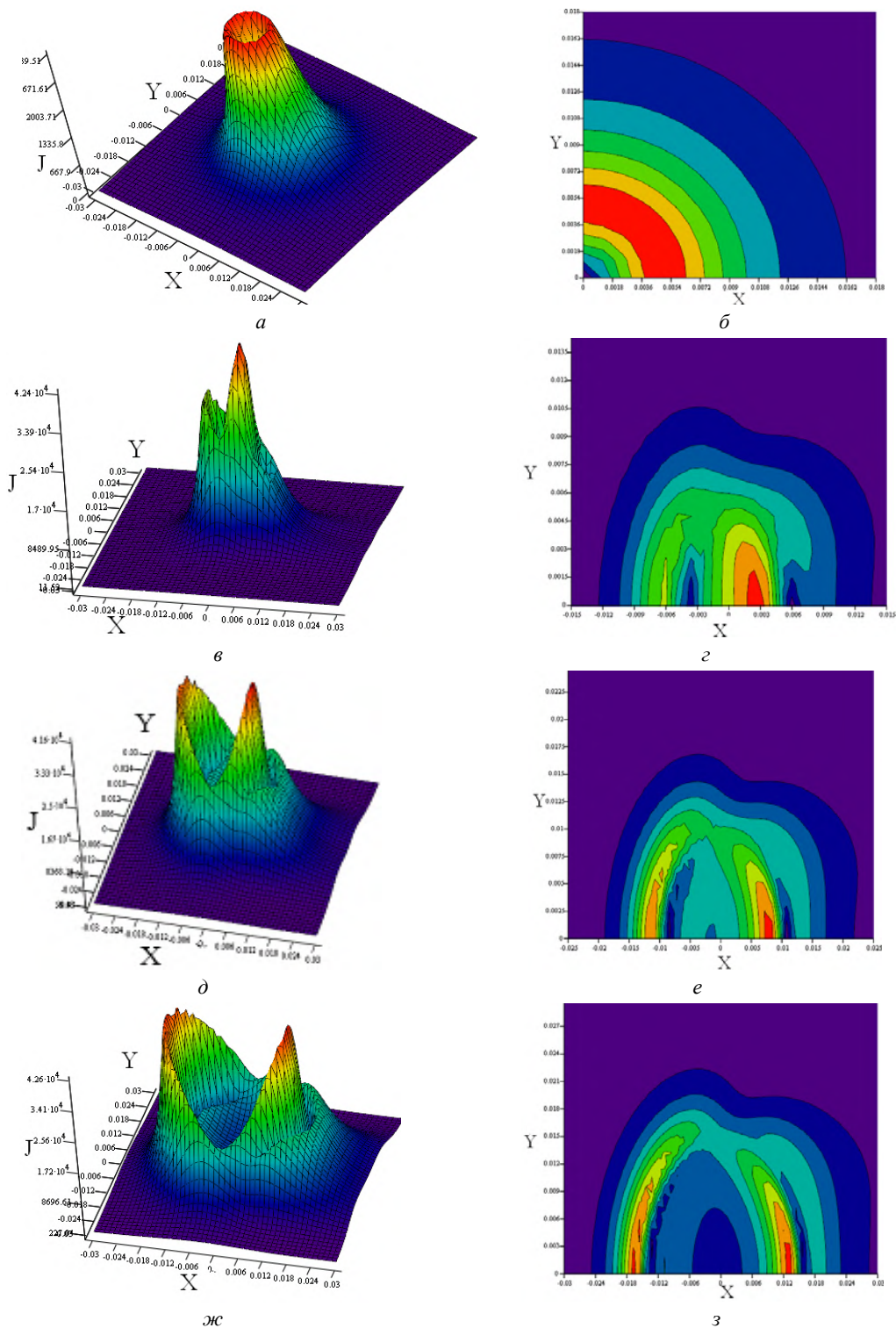


Рис. 3. Точна функція розподілу ГВС на поверхні ОК в зоні контролю 30×30 мм: НВСП нерухомий, котушка збудження  $r = 5$  мм (а, б); НВСП рухомий, котушка збудження  $r = 5$  мм (в, г); НВСП рухомий, котушка збудження  $r = 10$  мм (д, е); НВСП рухомий, котушка збудження  $r = 15$  мм (ж, з)

Отримані значення ГВС в точках плану використано як вихідні дані для виконання наступного етапу – побудови метамоделі. Кількість точок розрахунку суттєво залежить від симетрії розподілу ГВС відносно координатних осей (рис. 3), так для нерухомого НВСП точки плану задаються в I квадранті, а для рухомого – в I та II квадрантах.

Наступний рис. 4 наведено з метою наочного уявлення плану експерименту. На рис. 4,а показано

розташування точок ЛП-послідовностей для малої їх кількості  $N = 250$  в тривимірному просторі  $k = 3$ , а на рис. 4,б – розташування вказаних точок в підпросторах меншої розмірності  $k = 2$  для поєднаних факторів ( $\xi_1, \xi_2, \xi_3$ ). На рис. 4,в-е представлено тривимірний розподіл точок для фіксованих радіусів 1, 5, 10 та 15 мм при їх генеруванні за цим планом.

Для реалізації другого етапу використовується евристичний спосіб побудови метамоделей за допо-



могою нейронних мереж. Побудова RBF-метамodelей виконана за допомогою автоматичної стратегії та методом багатократних підвбірок.

В автоматичному режимі вибірки формуються випадковим поділом у співвідношенні: 70 % – навчальна, 15 % – контрольна, 15 % – тестова, де тестова сукупність використовувалася для крос-перевірки.

В другій серії побудови метамodelей із застосуванням методу багатократних підвбірок залучався алгоритм bagging, в якому на основі навчальної множини генерувалося 20 вибірок з повторами та виконувалося навчання на основі цих bootstrap-вибірок 20-ти нейронних мереж. Елементи, що не потрапили в чергову вибірку, використовуються в якості тестової

множини для відповідної нейронної мережі. Для нейронних мереж притаманна проблема «перенавчання», яка пов'язана із кількістю нейронів в прихованому шарі. Під час навчання мережі використано техніку регуляризації, що дозволяє уникнути перенавчання нейромережі. Невдалі варіанти мереж, що мають продуктивність менше 90 %, відсіювалися. Всі інші мережі оцінювалися суб'єктивним аналізом гістограм залишків, діаграм розсіювання та чисельними значеннями показників: коефіцієнту детермінації  $R^2$  (продуктивність), відношення стандартних відхилень похибки прогнозу та навчальних даних  $S.D.ratio$ , середньої відносної величини модельної похибки  $MAPE$ , залишкового середнього квадрату  $MS_R$ .

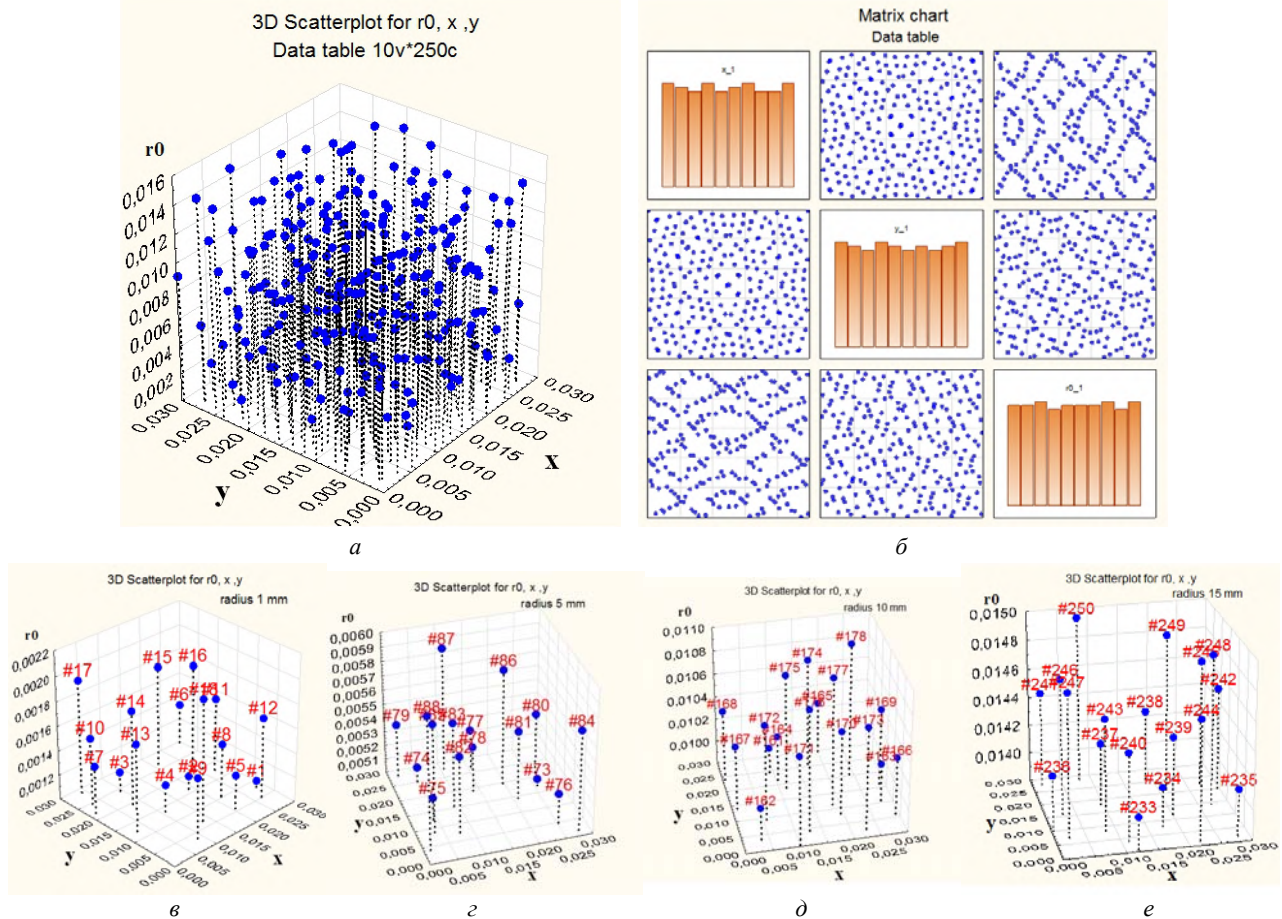


Рис. 4. Розташування точок ЛПт-послідовностей ( $\xi_1, \xi_2, \xi_3$ ) в тривимірному факторному просторі: для  $r = 1 \dots 15$  мм, кількість точок  $N = 250$  (а); матричне представлення послідовностей ( $\xi_1, \xi_2, \xi_3$ ) в двовимірних проєкціях (б); для радіусу витка котушки збудження 1 мм (в); для радіусу 5 мм (г); для радіусу 10 мм (д); для радіусу 15 мм (е)

Для побудови метамodelі нерухомого НВСП при варіюванні трьох параметрів в межах  $x = 0 \dots 30$  мм;  $y = 0 \dots 30$  мм;  $r = 1 \dots 15$  мм створено майже 320 RBF-нейронних мереж для плану  $N = 2048$  з кількістю прихованих нейронів від 280 до 350, з яких відібрані найкращі (табл. 1) за вказаними показниками. Мережі із продуктивністю більше 0,9 використовувалися разом, організувавши комітет мереж.

При цьому в якості правила прийняття рішення для підвищення точності застосовується середнє значення мереж, що ввійшли до комітету. Для комітету нейромереж на рис. 5, б, г, е наведено лінії рівня поверхні відгуку в раніше обумовлених діапазонах варіації змінних, що відтворені на 2048 точках навчальної вибірки. На кожний зріз поверхні по радіусу припадає

близько 145 точок. В табл. 2 наведено результати апроксимації розподілу ГВС створеним комітетом для радіусів 5, 10, 15 мм.

Для побудови метамodelі НВСП при врахуванні ефекту швидкості  $v = (40; 0; 0)$  м/с та варіюванні трьох параметрів в межах  $x = -30 \dots 30$  мм;  $y = 0 \dots 24$  мм;  $r = 2 \dots 15$  мм створено майже 95 RBF-нейронних мереж для плану  $N = 3315$  з кількістю прихованих нейронів від 200 до 700, з яких відібрані найкращі (табл. 3, 4) за вказаними показниками.

Для комітету нейромереж на рис. 6, б, г, е наведено лінії рівня поверхні відгуку, що відтворена на 3315 точках навчальної вибірки. На кожний зріз поверхні по радіусу в цьому плані припадає 255 точок.



Таблиця 1

Кращі RBF-метамоделі нерухомого НВСП					
№ п/п	Нейромережа	$R^2$ для навчальної, контрольної та тестової вибірок	S.D.ratio	MAPE, %	$MS_R$
1	RBF-3-282-1(156)	0,9949; 0,9946; 0,993	0,086	22,6	0,00057
2	RBF-3-293-1(218)	0,993; 0,994; 0,994	0,0904	27,9	0,000614
3	RBF-3-293-1(219)	0,994; 0,992; 0,989	0,0939	28,6	0,000674
4	RBF-3-300-1(254)	0,9949; 0,993; 0,989	0,0891	26,8	0,000631
5	RBF-3-322-1(284)	0,995; 0,992; 0,988	0,09	22,9	0,000613
6	RBF-3-343-1(307)	0,996; 0,993; 0,996	0,0739	22,1	0,000424

Таблиця 2

Результати апроксимації розподілу ГВС комітетом мереж для нерухомого НВСП

Радіус, мм	S.D.ratio	MAPE, %	$MS_R$
5	0,164	13,08	0,000506
10	0,061	5,89	0,000316
15	0,083	6,43	0,000947

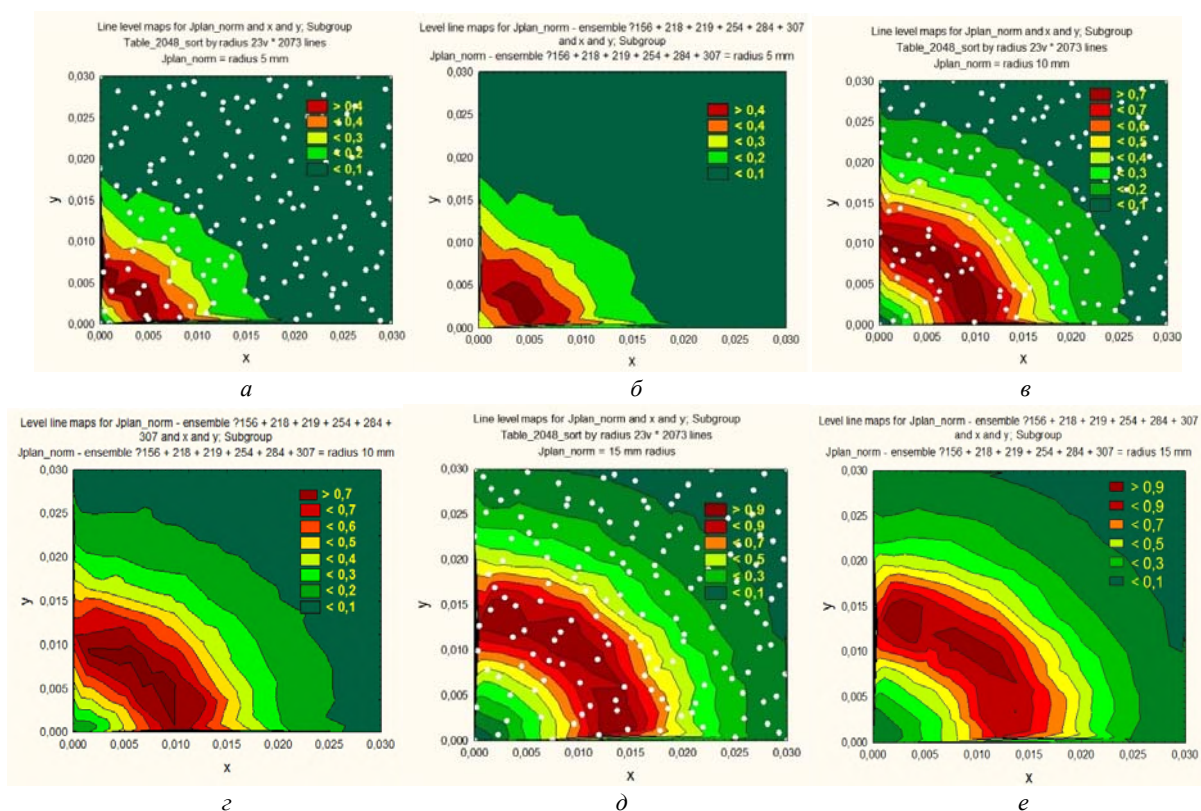


Рис. 5. Лінії рівня поверхні відгуку нерухомого НВСП: план експерименту  $N = 145$ , нанесений на лінії рівня «точної» моделі, для зрізів поверхні радіусів  $r = 5, 10, 15$  мм відповідно (а, в, д); поверхня відгуку, відтворена на точках навчальної вибірки за допомогою комітету мереж (б, з, е)

Таблиця 3

Кращі RBF-метамоделі рухомого НВСП					
№ п/п	Нейромережа	$R^2$ для навчальної, контрольної та тестової вибірок	S.D.ratio	MAPE, %	$MS_R$
1	RBF-3-610-1(2)	0,944; 0,933; 0,926	0,278	46	0,00458
2	RBF-3-620-1(8)	0,958; 0,942; 0,935	0,263	41,2	0,00355
3	RBF-3-627-1(15)	0,96; 0,941; 0,918	0,272	44,1	0,00367
4	RBF-3-635-1(28)	0,96; 0,947; 0,933	0,265	37,74	0,00345
5	RBF-3-635-1(29)	0,96; 0,949; 0,924	0,261	38,3	0,00349
6	RBF-3-665-1(31)	0,958; 0,95; 0,938	0,261	39,2	0,00347
7	RBF-3-665-1(34)	0,96; 0,948; 0,937	0,262	32,9	0,00341

Таблиця 4

Результати апроксимації розподілу ГВС комітетом мереж для рухомого НВСП

Радіус, мм	S.D.ratio	MAPE, %	$MS_R$
5	0,242	31	0,001151
10	0,293	23	0,002382
15	0,381	21,7	0,008434

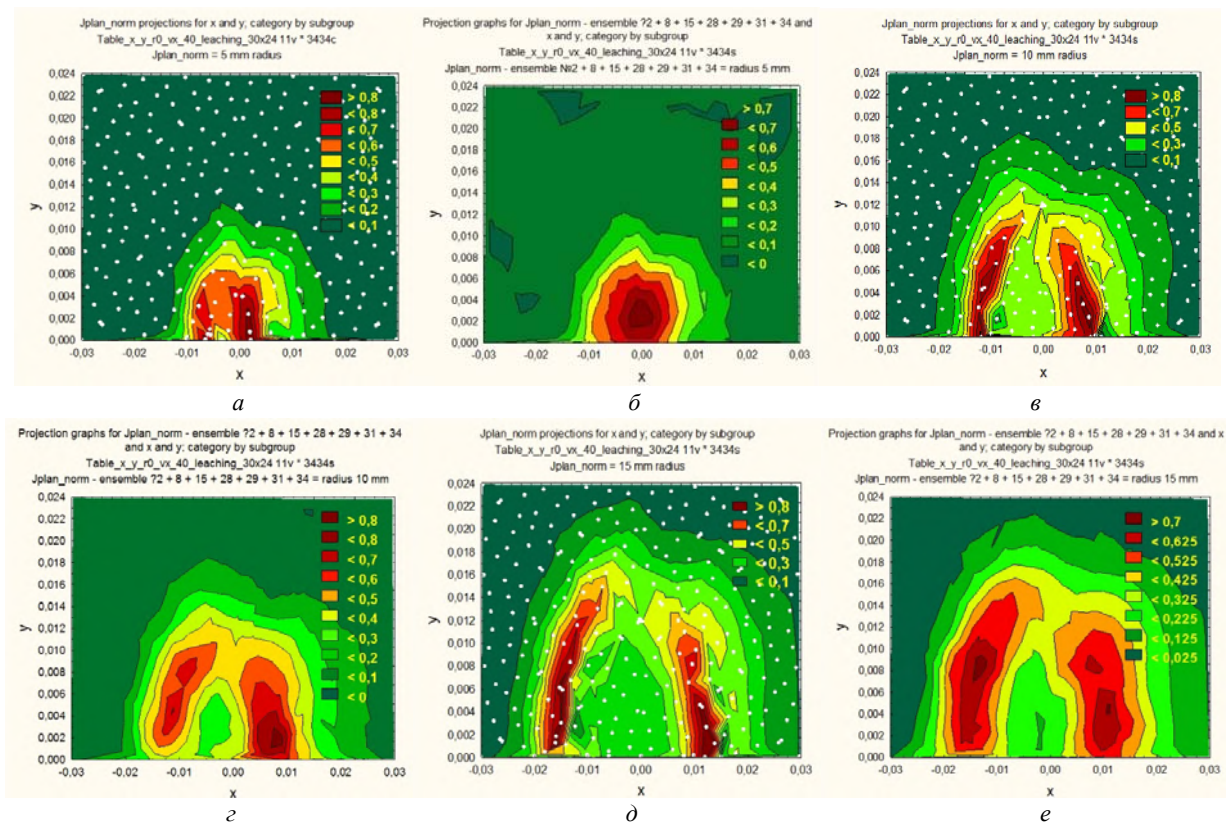


Рис. 6. Лінії рівня поверхні відгуку для рухомого НВСП: план експерименту  $N = 255$ , нанесений на лінії рівня «точної» моделі, для зрізів поверхні радіусів  $r = 5, 10, 15$  мм відповідно (а, в, д); відтворена комітетом мереж на точках навчальної вибірки поверхня відгуку (б, г, е)

### Валідація та верифікація метамоделей НВСП.

Одним із критеріїв якості багатofакторної регресійної моделі є перевірка правильності відтворюваності поверхні відгуку за допомогою отриманої математичної моделі у всій області моделювання. На рис. 7 наведено результати відновлення поверхні відгуку для нерухомого НВСП, отриманої за допомогою комітету нейромереж, що виконано у всьому діапазоні варіації змінних на значно збільшеній кількості точок 7154. В даному випадку на зрізи поверхні з радіусами 5, 10, 15 мм припадає по 511 точок.

На етапі відтворення поверхні відгуку адекватність отриманої метамоделі оцінювалася за показниками: сума квадратів відповідно регресії, залишків, загальної; середніх квадратів; дисперсії відтворюваності, адекватності, загальної; стандартної по-

хибки оцінки відтворюваності, оцінки адекватності, загальної; коефіцієнту детермінації; відношення стандартних відхилень; середньої відносної величини модельної похибки (або середньої похибки апроксимації) [22]. Оцінку даних показників зведено в табл. 5.

На рис. 8 наведено результат відновлення поверхні відгуку, отриманої за допомогою комітету нейромереж для рухомого НВСП, що виконано у всьому діапазоні варіації змінних на 6643 точках. На зрізи поверхні радіусів 5, 10, 15 мм в цьому прикладі припадає 511 точок.

Для створеного комітету нейромереж оцінено показники, що характеризують адекватність та інформативність метамоделі, результати яких зведено в табл. 6.

Таблиця 5

Перевірка адекватності та інформативності метамоделі нерухомого НВСП

Компоненти дисперсії ( $N = 7154$ ):	Сума квадратів	Середній квадрат	Дисперсія	Стандартна похибка оцінки
регресії	$SS_D = 369,265$	$MS_D = 123,088$	$\sigma_D^2 = 0,051537$	$S_D = 0,227018$
залишків	$SS_R = 1,91$	$MS_R = 0,000266$	$\sigma_R^2 = 0,000266$	$S_R = 0,016325$
загальної	$SS_T = 374,088$	$MS_T = 0,052221$	$\sigma_T^2 = 0,052210$	$S_T = 0,228496$
критерій Фішера $F_{v_D;v_R}^{experimental} > F_{\alpha;v_D;v_R}^{table value}$	$F_{3;7150}^{experimental} = 193,74$ ; $F_{0,05;3;7150}^{table value} = 2,6079$			
коефіцієнт детермінації $R^2$	0,9945			
середня похибка апроксимації, MAPE, %	$r = 5$ мм	16,56 %		
	$r = 10$ мм	5,92 %		
	$r = 15$ мм	5,41 %		
відношення стандартних відхилень S.D.ratio	0,071445			



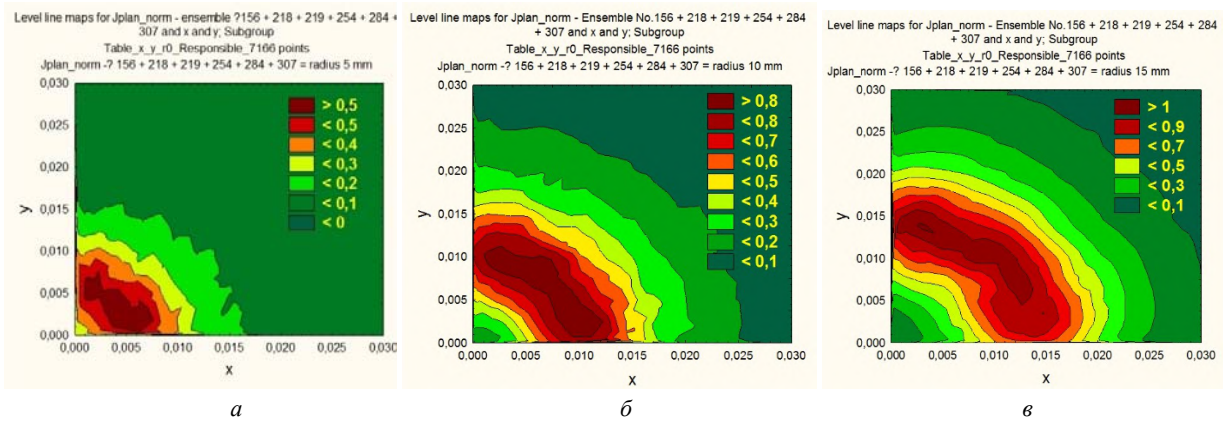


Рис. 7. Відновлення поверхні відгуку за допомогою комітету нейромереж для нерухомого НВСП. Лінії рівня, відтворені на  $N = 511$  точках для зрізів поверхні з радіусами 5, 10, 15 мм відповідно (а, б, в)

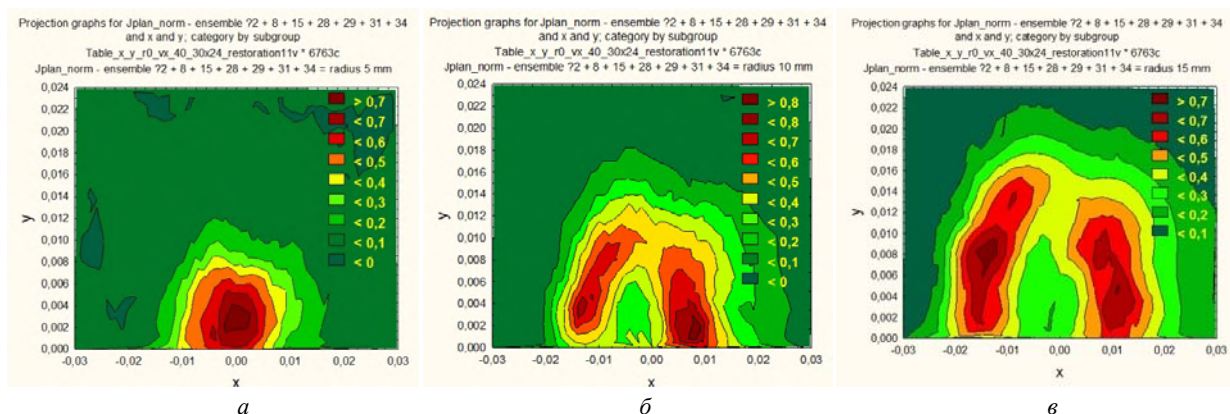


Рис. 8. Відновлення поверхні відгуку за допомогою комітету нейромереж для рухомого НВСП. Лінії рівня, відтворені на  $N = 511$  точках для зрізів поверхні радіусів 5, 10, 15 мм відповідно (а, б, в)

Таблиця 6

Перевірка адекватності та інформативності метамоделі рухомого НВСП

Компоненти дисперсії ( $N = 6643$ )	Сума квадратів	Середній квадрат	Дисперсія	Стандартна похибка оцінки
регресії	$SS_D = 244,1923$	$MS_D = 81,397$	$\sigma_D^2 = 0,036111$	$S_D = 0,190030$
залишків	$SS_R = 27,5733$	$MS_R = 0,004077$	$\sigma_R^2 = 0,004077$	$S_R = 0,06385$
загальної	$SS_T = 278,9221$	$MS_T = 0,041248$	$\sigma_T^2 = 0,041248$	$S_T = 0,203097$
критерій Фішера $F_{V_D;V_R}^{experimental} > F_{\alpha;V_D;V_R}^{table value}$	$F_{3;6639}^{experimental} = 8,857$ ; $F_{0,05;3;6639}^{table value} = 2,6079$			
коефіцієнт детермінації $R^2$	0,901353			
середня похибка апроксимації, MAPE, %	$r = 5$ мм	40,38 %		
	$r = 10$ мм	23,54 %		
	$r = 15$ мм	24,79 %		
відношення стандартних відхилень S.D.ratio	0,314381			

Результати дослідження можуть бути використані при синтезі рухомих НВСП із апіорі заданим розподілом ГВС в зоні контролю.

#### Висновки.

1. Вперше створено RBF-метамоделі концентричного кругового НВСП нерухомого та з урахуванням ефекту швидкості.

2. На основі сучасних комп'ютерних методів планування експерименту, штучного інтелекту та інтелектуального аналізу даних удосконалена обчислювальна методика побудови метамоделей, що характеризуються меншою обчислювальною ресурсоемністю при моделюванні.

3. Вперше запропоновано геометричні моделі структур збудження кругових НВСП із однорідною чутливістю для їх оптимального синтезу із урахуванням ефекту швидкості.

4. Вирішено завдання створення програмного забезпечення для розрахунку розподілу ГВС в зоні контролю НВСП із врахуванням ефекту швидкості за «точними» електродинамічними математичними моделями. Вирішено завдання створення програмного забезпечення для формування точок плану експерименту із використанням ЛПЧ-послідовностей Соболя, що дозволило здійснювати вибір найбільш досконалих планів експерименту індивідуально для апроксимованих поверхонь відгуку.

## СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Стеблев Ю.И. Синтез заданных характеристик вихретоковых преобразователей // Дефектоскопия. – 1984. – №11. – С. 12-20.
2. Стеблев Ю.И. Синтез вихретоковых преобразователей с заданной структурой возбуждающего поля в зоне контроля // Дефектоскопия. – 1986. – №4. – С. 58-64.
3. Гальченко В.Я., Павлов О.К., Воробийов М.О. Нелінійний синтез магнітних полів збудження вихрострумів перетворювачів дефектоскопів // Методи і прилади контролю якості. – 2002. – №8. – С. 3-5.
4. Gal'chenko V.Ya., Vorob'ev M.A. Structural Synthesis of Attachable Eddy-Current Probes with a Given Distribution of the Probing Field in the Test Zone // Russian Journal of Nondestructive Testing. – 2005. – vol.41. – no.1. – pp. 29-33. doi: **10.1007/s11181-005-0124-7**.
5. Su Z., Ye C., Tamburrino A., Udpa L., Udpa S. Optimization of coil design for eddy current testing of multi-layer structures // International Journal of Applied Electromagnetics and Mechanics. – 2016. – vol.52. – no.1-2. – pp. 315-322. doi: **10.3233/JAE-162030**.
6. Su Z., Efremov A., Safdarnejad M., Tamburrino A., Udpa L., Udpa S.S. Optimization of coil design for near uniform interrogating field generation // AIP Conference Proceedings. – 2015. – vol.1650. – no.1. – pp. 405-413. doi: **10.1063/1.4914636**.
7. Stawicki K., Gratkowski S. Optimization of Exciter Coils in Eddy Current Transducer for Testing Thick Conducting Plates // International Symposium on Electromagnetic Fields in Electrical Engineering; Electromagnetic fields in mechatronics, electrical and electronic engineering: ISEF'05; 2005; Baiona, Spain in studies in applied electromagnetics and mechanics; 27; Oxford, Amsterdam, IOS Press. – 2006. – pp. 497-502.
8. Itaya T., Ishida K., Kubota Y., Tanaka A., Takehira N. Visualization of eddy current distributions for arbitrarily shaped coils parallel to a moving conductor slab // Progress In Electromagnetics Research M. – 2016. – vol.47. – pp. 1-12. doi: **10.2528/PIERM16011204**.
9. Itaya T., Miki T., Takehira N., Tanaka A., Ishida K. Eddy current distribution for a rectangular coil arranged parallel to a moving conductor slab // IET Science, Measurement & Technology. – 2012. – vol.6. – no.2. – pp. 43-51. doi: **10.1049/iet-smt.2011.0015**.
10. Ishida K., Itaya T., Tanaka A., Takehira N. Magnetic Field Analysis of an Arbitrary Shaped Coil Using Shape Functions // IEEE Transactions on Magnetics. – 2009. – vol.45. – no.1. – pp. 104-112. doi: **10.1109/TMAG.2008.2005119**.
11. Panas S., Kriezis E.E. Eddy current distribution due to a rectangular current frame moving above a conducting slab // Archiv für Elektrotechnik. – 1986. – vol.69. – no.3. – pp. 185-191. doi: **10.1007/BF01574623**.
12. Thollon F., Lebrun B., Burais N., Jayet Y. Numerical and experimental study of eddy current probes in NDT of structures with deep flaws // NDT & E International. – 1995. – vol.28. – no.2. – pp. 97-102. doi: **10.1016/0963-8695(94)00010-h**.
13. Theodoulidis T., Bowler J.R. Interaction of an Eddy-Current Coil With a Right-Angled Conductive Wedge // IEEE Transactions on Magnetics. – 2010. – vol.46. – no.4. – pp. 1034-1042. doi: **10.1109/TMAG.2009.2036724**.
14. Trembovetska R.V., Halchenko V.Ya., Tychkov V.V. The MLP-Metamodels Application In The Surrogate Optimization Tasks // Young Scientist. – 2018. – vol.6. – no.2. – pp. 32-39.
15. Гальченко В. Я., Трембовецька Р.В., Тичков В.В. Нейромережева метамодель циліндричного накладного вихрострумів перетворювача як складова сурогатного оптимального синтезу // Вісник Херсонського національного технічного університету. – 2018. – №3(66). – Т.1. – С. 32-38.
16. Гальченко В.Я., Трембовецька Р.В., Тичков В.В. Застосування метамодель для вирішення задач синтезу вихрострумів перетворювачів з однорідним розподілом щільності струму в зоні контролю // Збірник тез доповідей XVII Міжнародної науково-технічної конференції «Приладобудування»: стан і перспективи, 15-16 травня 2018 р., Київ, ПБФ КПІ ім. Ігоря Сікорського, 2018. – С. 146-147.
17. Halchenko V.Y., Trembovetska R.V., Tychkov V.V. The neurocomputing using of the development metamodels stage in the optimal surrogate antennas synthesis process // Visnyk NTUU KPI Seria – Radiotekhnika Radioaparaturbuduvannia. – 2018. – no.74. – pp. 60-72. doi: **10.20535/radap.2018.74.60-72**.
18. Kuznetsov B.I., Nikitina T.B., Tatarchenko M.O., Khomenko V.V. Multicriterion anisotropic regulators synthesis by multimass electromechanical systems // Tekhnichna Elektrodynamika. – 2014. – no.4. – pp. 105-107.
19. Kuznetsov B.I., Nikitina T.B., Voloshko A.V., Bovdyj I.V., Vinichenko E.V., Kobilyanskiy B.B. Single-circuit active screening of magnetic field generated by several overhead transmission lines in residential area // Electrical engineering & electromechanics. – 2018. – no.1. – pp. 41-45. doi: **10.20998/2074-272X.2018.1.06**.
20. Хайкин Саймон. Нейронные сети: полный курс [2-е изд.: пер. с англ.]. – М.: Издательский дом «Вильямс», 2006. – 1104 с.
21. Соболев И.М., Статников Р.Б. Выбор оптимальных параметров в задачах со многими критериями [2-е изд., перераб. и доп.]. – М.: Дрофа, 2006. – 175 с.
22. Радченко С.Г. Методология регрессионного анализа: монография. – К.: «Корнійчук», 2011. – 376 с.

## REFERENCES

1. Stelblev Yu.I. Synthesis of the given characteristics of eddy current converters. *Defectoscopy*, 1984, no.11, pp. 12-20. (Rus).
2. Stelblev Yu.I. Synthesis of eddy current transformers with a given structure of the excitatory field in the control zone. *Defectoscopy*, 1986, no.4, pp. 58-64. (Rus).
3. Halchenko V.Ya., Pavlov O.K., Vorobyov M.O. Nonlinear synthesis of magnetic fields of excitation of eddy-current converters of flaw detectors. *Methods and instruments of quality control*, 2002, no.8, pp. 3-5. (Ukr).
4. Gal'chenko V.Ya., Vorob'ev M.A. Structural Synthesis of Attachable Eddy-Current Probes with a Given Distribution of the Probing Field in the Test Zone. *Russian Journal of Nondestructive Testing*, 2005, vol.41, no.1, pp. 29-33. doi: **10.1007/s11181-005-0124-7**.
5. Su Z., Ye C., Tamburrino A., Udpa L., Udpa S. Optimization of coil design for eddy current testing of multi-layer structures. *International Journal of Applied Electromagnetics and Mechanics*, 2016, vol.52, no.1-2, pp. 315-322. doi: **10.3233/JAE-162030**.
6. Su Z., Efremov A., Safdarnejad M., Tamburrino A., Udpa L., Udpa S.S. Optimization of coil design for near uniform interrogating field generation. *AIP Conference Proceedings*, 2015, vol.1650, no.1, pp. 405-413. doi: **10.1063/1.4914636**.
7. Stawicki K., Gratkowski S. Optimization of Exciter Coils in Eddy Current Transducer for Testing Thick Conducting Plates. *International Symposium on Electromagnetic Fields in Electrical Engineering; Electromagnetic fields in mechatronics, electrical and electronic engineering: ISEF'05; 2005; Baiona, Spain in studies in applied electromagnetics and mechanics; 27; Oxford, Amsterdam, IOS Press, 2006. pp. 497-502.*
8. Itaya T., Ishida K., Kubota Y., Tanaka A., Takehira N. Visualization of eddy current distributions for arbitrarily shaped coils parallel to a moving conductor slab. *Progress In Electromagnetics Research M*, 2016, vol.47, pp. 1-12. doi: **10.2528/PIERM16011204**.
9. Itaya T., Miki T., Takehira N., Tanaka A., Ishida K. Eddy current distribution for a rectangular coil arranged parallel to a moving conductor slab. *IET Science, Measurement & Technology*, 2012, vol.6, no.2, pp. 43-51. doi: **10.1049/iet-smt.2011.0015**.



10. Ishida K., Itaya T., Tanaka A., Takehira N. Magnetic Field Analysis of an Arbitrary Shaped Coil Using Shape Functions. *IEEE Transactions on Magnetics*, 2009, vol.45, no.1, pp. 104-112. doi: 10.1109/TMAG.2008.2005119.
11. Panas S., Kriezis E.E. Eddy current distribution due to a rectangular current frame moving above a conducting slab. *Archiv für Elektrotechnik*, 1986, vol.69, no.3, pp. 185-191. doi: 10.1007/BF01574623.
12. Thollon F., Lebrun B., Burais N., Jayet Y. Numerical and experimental study of eddy current probes in NDT of structures with deep flaws. *NDT & E International*, 1995, vol.28, no.2, pp. 97-102. doi: 10.1016/0963-8695(94)00010-h.
13. Theodoulidis T., Bowler J.R. Interaction of an Eddy-Current Coil With a Right-Angled Conductive Wedge. *IEEE Transactions on Magnetics*, 2010, vol.46, no.4, pp. 1034-1042. doi: 10.1109/TMAG.2009.2036724.
14. Trembovetska R.V., Halchenko V.Ya., Tychkov V.V. The MLP-Metamodels Application In The Surrogate Optimization Tasks. *Young Scientist*, 2018, vol.6, no.2, pp. 32-39. (Ukr).
15. Halchenko V.Ya., Trembovetska R.V., Tychkov V.V. Neural network metamodel of a cylindrical overhead eddy current converter as a component of surrogate optimal synthesis. *Bulletin of Kherson National Technical University*, 2018, no.3(66), vol.1, pp. 32-38. (Ukr).
16. Galchenko V.Ya., Trembovetska R.V., Tychkov V.V. Application of metamodels for solving problems of synthesis of eddy current converters with a homogeneous distribution of current density in the control zone. *Zbirkiv tez dopovidej XVII Mizhnarodnoi naukovo-tehnicnoi konferencii «Priladobuduvannja: stan i perspektivi» [Materials of the XVII Int. Sci.-Pract. Conf. «Instrumentation: state and prospects»]. Kyiv, NTUU «KPI»*, 15-16 May, 2018, pp. 146-147. (Ukr).
17. Halchenko V.Y., Trembovetska R.V., Tychkov V.V. The neurocomputing using of the development metamodels stage in the optimal surrogate antennas synthesis process. *Visnyk NTUU KPI Seriya – Radiotekhnika Radioaparotobuduvannia*, 2018, no.74, pp. 60-72. doi: 10.20535/radap.2018.74.60-72.
18. Kuznetsov B.I., Nikitina T.B., Tatarchenko M.O., Khomenko V.V. Multicriterion anisotropic regulators synthesis by multimass electromechanical systems. *Tekhnichna Elektrodynamika*, 2014, no.4, pp. 105-107. (Rus).
19. Kuznetsov B.I., Nikitina T.B., Voloshko A.V., Bovdyj I.V., Vinichenko E.V., Kobilyanskiy B.B. Single-circuit active screening of magnetic field generated by several overhead transmission lines in residential area. *Electrical engineering & electromechanics*, 2018, no.1, pp. 41-45. doi: 10.20998/2074-272X.2018.1.06.
20. Haykin Simon. *Neironnye seti: polnyi kurs [Neural Networks: A Complete Course]*. Moscow, Williams Publ. House, 2006. 1104 p. (Rus).
21. Sobol I.M., Statnikov R.B. *Vybor optimal'nyh parametrov v zadachah so mnogimi kriterijami [Choosing Optimal Parameters in Problems with Many Criteria]*. Moscow, Drofa Publ., 2006. 175 p. (Rus).
22. Radchenko S.G. *Metodologija regressionnogo analiza: monografija [Methodology of regression analysis: monograph]*. Kyiv, Korniyuchuk Publ., 2011. 376 p. (Rus).

Надійшла (received) 08.10.2018

Гальченко Володимир Якович<sup>1</sup>, д.т.н., проф.,  
Трембовецька Руслана Володимирівна<sup>1</sup>, к.т.н., доц.,  
Тичков Володимир Володимирович<sup>1</sup>, к.т.н., доц.,  
<sup>1</sup>Черкаський державний технологічний університет,  
18006, Черкаси, бул. Шевченка, 460,  
e-mail: halchvl@gmail.com

V.Ya. Halchenko<sup>1</sup>, R.V. Trembovetska<sup>1</sup>, V.V. Tychkov<sup>1</sup>

<sup>1</sup>Cherkasy State Technological University,  
460, Shevchenko Blvd., Cherkasy, 18006, Ukraine.

#### Development of excitation structure RBF-metamodels of moving concentric eddy current probe.

**Introduction.** The work is devoted to metamodels creation of surface circular concentric eddy current probe. **Formulation of the problem.** In the problem of surface circular concentric eddy current probe synthesis in the general formulation, apriori given desired eddy currents density distribution in the control zone was used. The realization of the optimal synthesis problem involves a multiple solution to the analysis problem for each current structure of numerical calculations excitation, which are very costly in terms of computational and time costs, which makes it impossible to solve the synthesis problem in the classical formulation. By solving the critical resource intensiveness problem, there is the surrogate optimization technology using of that uses the surface circular concentric eddy current probe metamodel, which is much simpler in realization and is an approximation of the exact electrodynamic model. **Goal.** Creation of surface circular concentric eddy current probe RBF-metamodels, which can be used to calculate eddy currents density distribution in the control zone and suitable for use in optimal synthesis problems. **Method.** To develop an approximation model, a mathematical apparatus for artificial neural networks, namely, RBF-networks, has been used, whose accuracy has been increased with the help of the neural networks committee. Correction of errors in the committee was reduced by applying the bagging procedure. During the network training the regularization technique is used, which avoids relearning the neural network. The computer experiment plan was performed using the Sobol LP $\tau$ -sequences. The obtained multivariable regression model quality evaluation was performed by checking the response surface reproducibility correctness in the entire region of variables variation. **Results.** The modelling of eddy currents density distribution calculations on exact electrodynamic mathematical models in the experimental plan points are carried out. For the immovable and moving surface circular concentric eddy current probe, RBF-metamodels were constructed with varying spatial coordinates and radius. **Scientific novelty.** Software was developed for eddy currents density distribution calculation in the surface circular concentric eddy current probe control zone taking into account the speed effect on exact electrodynamic mathematical models and for forming experiment plan points using the Sobol LP $\tau$ -sequences. The geometric surface circular concentric eddy current probe excitation structures models with homogeneous sensitivity for their optimal synthesis taking into account the speed effect are proposed. Improved computing technology for constructing metamodels. The RBF-metamodels of the surface circular concentric eddy current probe are built and based on the speed effect. **Practical significance.** The work results can be used in the surface circular concentric eddy current probe synthesis with an apriori given eddy currents density distribution in the control zone. References 22, tables 6, figures 8.

**Key words:** surface eddy current probe; eddy currents density distribution; excitation structure; mathematical model; optimal synthesis; computer experiment plan; LP $\tau$ -sequence; RBF-metamodel; neural networks committee.

М.И. Баранов

## РАСЧЕТНО-ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ОПРЕДЕЛЕНИЕ КРИТИЧЕСКИХ СЕЧЕНИЙ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ ПРОВОДОВ И КАБЕЛЕЙ В ЦЕПЯХ УСТРОЙСТВ ВЫСОКОВОЛЬТНОЙ СИЛЬНОТОЧНОЙ ИМПУЛЬСНОЙ ТЕХНИКИ

*Надані результати розробленого електротехнічного підходу до розрахункового вибору за умовою електричного вибуху (ЕВ) струмопровідних частин кабельно-провідникової продукції критичних перерізів  $S_{CCI}$  неізолюваних дротів, а також ізолюваних дротів і кабелів з полівінілхлоридною (ПВХ), гумовою (Г) і поліетиленовою (ПЕТ) ізоляцією з мідними (алюмінієвими) жилами (оболочками), по яких в колах високовольтної імпульсної техніки (ВСИТ) протікає імпульсний аксіальний струм  $i_p(t)$  з довільними амплітудно-часовими параметрами (АЧП). На підставі цього підходу продемонстровані результати вибору критичних перерізів  $S_{CCI}$  для вказаних електричних дротів (кабелів) силових кіл ВСИТ з імпульсним струмом, АЧП якого з амплітудами  $I_{mp}=(0,1-1000)$  кА змінюються по аперіодичному закону або закону затухаючої синусоїди в нано-, мікро- і мілісекундному часових діапазонах. Представлені результати розрахункової оцінки критичних амплітуд щільностей  $\delta_{CCI}$  імпульсів струму  $i_p(t)$  цих часових форм у вказаних електричних дротах і кабелях кіл ВСИТ. Виконана експериментальна перевірка працездатності запропонованих розрахункових співвідношень для вибору перерізів  $S_{CCI}$  і щільностей  $\delta_{CCI}$  струму в дротах (кабелях) при їх ЕВ. Отримані результати сприятимуть забезпеченню електротермічної стійкості електричних неізолюваних дротів, а також ізолюваних дротів і кабелів зі ПВХ, Г і ПЕТ ізоляцією, які широко застосовуються у силових колах ВСИТ. Бібл. 15, табл. 7, рис. 6.*

*Ключові слова:* високовольтна сильнострумна імпульсна техніка, електричні дроти і кабелі, розрахунковий вибір критичних перерізів дротів і кабелів в колах імпульсної техніки, експеримент.

*Приведены результаты разработанного электротехнического подхода к расчетному выбору по условию электрического взрыва (ЭВ) токонесущих частей кабельно-проводниковой продукции критических сечений  $S_{CCI}$  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 импульсный аксиальный ток  $i_p(t)$  с произвольными амплитудно-временными параметрами (АВП). На основании этого подхода продемонстрированы результаты выбора критических сечений  $S_{CCI}$  для указанных электрических проводов (кабелей) силовых цепей ВСИТ с импульсным током, АВП которого с амплитудами  $I_{mp}=(0,1-1000)$  кА изменяются по аперіодическому закону или закону затухающей синусоиды в нано-, микро- и миллисекундному временных диапазонах. Представлены результаты расчетной оценки критических амплитуд плотностей  $\delta_{CCI}$  импульсов тока  $i_p(t)$  рассматриваемых временных форм в указанных электрических проводах и кабелях цепей ВСИТ. Выполнена экспериментальная проверка работоспособности предлагаемых расчетных соотношений для выбора сечений  $S_{CCI}$  и плотностей  $\delta_{CCI}$  тока в проводах (кабелях) при их ЭВ. Полученные данные будут способствовать обеспечению электротермической стойкости электрических неизолированных проводов, а также проводов и кабелей с ПВХ, Р и ПЭТ изоляцией, широко применяемых в силовых цепях ВСИТ. Библ. 15, табл. 7, рис. 6.*

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

**Введение.** На практике при разработке, создании и эксплуатации мощных электроустановок в области высоковольтной сильноточной импульсной техники (ВСИТ) специалистам необходимо уметь определять критические поперечные сечения  $S_{CCI}$  применяемых в их цепях электрических проводов и кабелей, содержащих металлические жилы ( $i=1$ ) и оболочки ( $i=2$ ). Под критическими сечениями  $S_{CCI}$  проводов (кабелей) понимаются их такие поперечные сечения, которые не в состоянии выдерживать воздействующие на них токовые нагрузки с теми или иными амплитудно-временными параметрами (АВП), приводящие к возникновению явления электрического взрыва (ЭВ) металлических жил (оболочек) указанных проводов и кабелей и соответственно к выходу их из строя [1, 2]. Заметим, что явление ЭВ токонесущих частей может наблюдаться и в области промышленной электроэнергетики, когда не обоснованно используемые в силовых электросетях провода и кабели не рассчитаны на протекание через них больших токов короткого замыкания (КЗ), достигающих при длительностях их протекания до (60-100) мс амплитудных значений до (10-100) кА [3]. Одной из особенностей электроустановок ВСИТ, в отличие от электроустановок промышленной электроэнергетики, является то, что по токонесущим частям их электрических цепей могут протекать импульсные токи различных АВП, относящихся к нано-,

микро- и миллисекундному временным диапазонам. При этом амплитудные значения  $I_{mp}$  таких импульсных токов могут достигать значений, обычно изменяющихся в диапазоне (0,1-1000) кА [1, 2]. В [4] автором был приведен обобщенный электротехнический подход, позволяющий по условию термической стойкости кабельно-проводниковой продукции (КПП) осуществлять приближенный расчетный выбор предельно допустимых поперечных сечений  $S_{CCI}$  неизолированных проводов, изолированных проводов и кабелей с медными (алюминиевыми) жилами (оболочками) с поливинилхлоридной (ПВХ), резиновой (Р) и полиэтиленовой (ПЭТ) изоляцией, токонесущие части которых испытывают в адиабатическом режиме прямое воздействие аксиального импульсного тока  $i_p(t)$ , АВП которого с амплитудами  $0,1 \text{ кА} \leq I_{mp} \leq 1000 \text{ кА}$  могут изменяться в нано-, микро- и миллисекундном временных диапазонах. В этой связи вопросы определения численных значений критических поперечных сечений  $S_{CCI}$  электрических проводов и кабелей применительно к силовым цепям ВСИТ остаются актуальными в мире и подлежащими своему решению.

**Целью статьи** является выполнение расчетного и экспериментального определений критических поперечных сечений  $S_{CCI}$  и плотностей  $\delta_{CCI}$  тока в проводах и кабелях цепей ВСИТ, характеризующихся

© М.И. Баранов

протеканием по токонесущим частям их КПП импульсных аксиальных токов  $i_p(t)$  с различными АВП.

**1. Постановка задачи.** Рассмотрим широко используемые в силовых электрических цепях ВСИТ неизолированные медные и алюминиевые провода, а также изолированные провода и кабели с медными (алюминиевыми) внутренними жилами и наружными оболочками (обратными токопроводами) с удельной электропроводностью  $\gamma_{0i}$  их немагнитного материала, имеющие обычно ПВХ, Р и ПЭТ изоляцию [1-3]. Принимаем, что по круглым сплошным или расщепленным медным (алюминиевым) жилам (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 диапазоне от 100 А до 1000 кА. Полагаем, что рассматриваемые провода и кабели размещены в окружающей воздушной среде, температура которой соответствует комнатной и равной  $\theta_0 = 20$  °С [2]. Считаем, что предварительная токовая нагрузка токонесущих частей КПП силовых цепей ВСИТ отсутствует. Поэтому первоначальная температура  $\theta_{Ci}$  (до воздействия импульсного тока  $i_p(t)$  на КПП) материала жилы (оболочки) провода (кабеля) будет равна температуре  $\theta_0$  окружающего воздуха. Используем допущение о том, что импульсный аксиальный ток  $i_p(t)$  практически равномерно распределен по поперечному сечению  $S_{Ci}$  жилы и оболочки (экрана) провода (кабеля). При этом помним, что глубина проникновения  $\Delta_i \approx [6t_m / (\pi \mu_0 \gamma_{0i})]^{1/2}$  в квазистационарном режиме, где  $\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7}$  Гн/м – магнитная постоянная [2], импульса азимутального магнитного поля со временем  $t_m$ , соответствующим его амплитуде, например, для аperiodического микросекундного импульса тока искусственной молнии временной формы  $\tau_f/\tau_p = 10$  мкс/350 мкс ( $t_m \approx 1,6\tau_f \approx 16$  мкс) [5], где  $\tau_f$ ,  $\tau_p$  – соответственно длительность фронта и длительность импульса тока на уровне его полуспада, в исследуемые ферромагнитные материалы жилы (оболочки) провода (кабеля) составляет для меди примерно 0,65 мм, а для алюминия – 0,82 мм [4]. Указанные численные значения  $\Delta_i$  зачастую оказываются соизмеримыми с реальными радиусами жил и толщинами оболочек рассматриваемых проводов (кабелей), в которых может наблюдаться явление ЭВ токонесущих частей КПП. Для миллисекундных аксиальных импульсов тока  $i_p(t)$  принятое допущение о равномерном характере его радиального распределения в исследуемых жилах (оболочках) проводов и кабелей становится еще более правомерным. Так, например, для аperiodического миллисекундного импульса длительной С-компоненты тока искусственной молнии временной формы  $\tau_f/\tau_p = 7$  мс/160 мс ( $t_m \approx 11$  мс) рассматриваемая глубина проникновения  $\Delta_i$  для меди равна примерно 17 мм, а для алюминия – 22 мм. Используем условие 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 слоев их электропроводя-

щих материалов жилы (оболочки) и изоляции на джоулев нагрев токонесущих частей КПП пренебрегаем.

Требуется расчетным путем в приближенном виде определить критические сечения  $S_{CCi}$  токонесущих частей для неизолированных медных (алюминиевых) проводов, а также для изолированных проводов и кабелей с медными (алюминиевыми) жилами (оболочками), ПВХ, Р и ПЭТ изоляцией, используемых в цепях ВСИТ и испытывающих прямое воздействие аксиального импульсного тока  $i_p(t)$  различных амплитуд  $I_{mp}$ , изменяющегося в нано-, микро- и миллисекундном временных диапазонах. Кроме того, необходимо экспериментальным путем проверить на действующих электроустановках ВСИТ работоспособность полученных соотношений для приближенного расчета критических сечений  $S_{CCi}$  проводов (кабелей) и критических плотностей  $\delta_{CCi}$  импульсного тока  $i_p(t)$  в них.

**2. Электротехнический подход к расчетному выбору критических сечений  $S_{CCi}$  и плотностей  $\delta_{CCi}$  тока в электрических проводах и кабелях цепей ВСИТ.** Для критических поперечных сечений  $S_{CCi}$  токопроводящих жил (оболочек) рассматриваемых не- и изолированных с ПВХ, Р и ПЭТ изоляцией электрических проводов и кабелей в цепях ВСИТ с импульсным аксиальным током  $i_p(t)$  произвольных АВП из уравнения их теплового баланса в адиабатическом режиме джоулевого нагрева токонесущих частей КПП следует следующее расчетное соотношение [1]:

$$S_{CCi} = (J_{CiA})^{1/2} / D_{Cik}, \quad (1)$$

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

тока  $i_p(t)$  с длительностью его протекания  $\tau_p$  в КПП и заданными АВП, А<sup>2</sup>·с;  $D_{Cik} = (J_{Cik})^{1/2}$ , А·с<sup>1/2</sup>/м<sup>2</sup>;  $J_{Cik}$  – критическое значение интеграла тока для материала токонесущих жил (оболочек) исследуемых электрических проводов и кабелей цепей ВСИТ, А<sup>2</sup>·с/м<sup>4</sup>.

В табл. 1 при  $\theta_0 = 20$  °С приведены известные численные значения для таких основных характеристик медных и алюминиевых жил (оболочек) исследуемых проводов (кабелей) силовых цепей ВСИТ как  $\gamma_{0i}$  и  $J_{Cik}$ .

Таблица 1  
Теплофизические характеристики материала рассматриваемых жил (оболочек) электрических проводов и кабелей силовых цепей ВСИТ до воздействия на них импульсного аксиального тока  $i_p(t)$  (при  $\theta_0 = 20$  °С) [2]

Материал жилы (оболочки) провода (кабеля)	Численное значение характеристики	
	$\gamma_{0i}, 10^7$ (Ом·м) <sup>-1</sup>	$J_{Cik}, 10^{17}$ А <sup>2</sup> ·с·м <sup>-4</sup>
Медь	5,81	1,95
Алюминий	3,61	1,09

Что касается расчетного определения в (1) интеграла действия  $J_{CiA}$  импульсного аксиального тока  $i_p(t)$  с произвольными АВП, то для случая его изменения во времени  $t$  по аperiodическому закону вида [1]

$$i_p(t) = k_{p1} I_{mp} [\exp(-\alpha_1 t) - \exp(-\alpha_2 t)], \quad (2)$$

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;  $k_{p1} = [(\alpha_1/\alpha_2)^m - (\alpha_1/\alpha_2)^n]^{-1}$  – нормирующий

коэффициент;  $m=\alpha_1/(\alpha_2-\alpha_1)$ ;  $n=\alpha_2/(\alpha_2-\alpha_1)$ , расчетное выражение для интеграла действия  $J_{CiA}$  протекающего в силовой цепи ВСИТ импульса тока  $i_p(t)$  принимает следующий приближенный аналитический вид [4, 6]:

$$J_{CiA} \approx k_{p1}^2 I_{mp}^2 [0,658\tau_p - 0,633\tau_f]. \quad (3)$$

В случае изменения во времени  $t$  воздействующего на материалы провода (кабеля) ВСИТ импульса тока  $i_p(t)$  по закону затухающей синусоиды вида [1]

$$i_p(t) = k_{p2} I_{mp1} \exp(-\delta t) \sin(\omega t), \quad (4)$$

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;  $k_{p2}=[\exp(-\Delta_p/2\pi \cdot \text{arccctg} \Delta_p/2\pi) \sin(\text{arccctg} \Delta_p/2\pi)]^{-1}$  – нормирующий коэффициент для затухающего синусоидального тока, то приближенное расчетное выражение для интеграла действия  $J_{CiA}$  протекающего в силовой цепи ВСИТ импульсного аксиального тока  $i_p(t)$  принимает следующий упрощенный аналитический вид [4]:

$$J_{CiA} \approx k_{p2}^2 I_{mp1}^2 [T_p (4\Delta_p)^{-1} - \Delta_p T_p (4\Delta_p^2 + 16\pi^2)^{-1}]. \quad (5)$$

Зная из нормативных документов или экспериментальных данных численные значения величин  $I_{mp}$ ,  $\tau_f$ ,  $\tau_p$ ,  $\Delta_p$ ,  $T_p$ , с учетом оценки значений нормирующих коэффициентов  $k_{p1}$  и  $k_{p2}$  по (2)-(4) для указанных двух временных форм изменения импульсного тока  $i_p(t)$  могут быть в приближенном виде (с погрешностью не более 10 %) рассчитаны критические поперечные сечения  $S_{CCi}$  токопроводящих жил (оболочек) проводов и кабелей, применяемых в электрических силовых цепях ВСИТ. Найдя численные значения сечений  $S_{CCi}$ , с учетом принятых допущений могут быть в первом приближении из соотношения вида  $\delta_{CCi} \approx I_{mp1}/S_{CCi}$  определены и критические амплитуды плотностей  $\delta_{CCi}$  импульсного тока  $i_p(t)$  той или иной временной формы в электрических проводах и кабелях цепей ВСИТ.

**3. Расчетный выбор критических сечений  $S_{CCi}$  и плотностей  $\delta_{CCi}$  тока в электрических проводах (кабелях) для наносекундных импульсов тока в цепях ВСИТ.** Остановимся на случае, когда по медным (алюминиевым) жилам (оболочкам) КПП протекает апериодический импульс тока временной формы  $\tau_f/\tau_p=5$  нс/200 нс, использовавшийся в свое время при имитации электромагнитного импульса (ЭМИ) высотного ядерного взрыва и испытаниях различных объектов военного и гражданского назначения на стойкость к поражающему действию указанного ЭМИ [4, 7, 8]. Из (2) находим, что для данного расчетного случая коэффициенты формы  $\alpha_1$  и  $\alpha_2$  используемого импульса тока  $i_p(t)$  принимают следующие численные значения:  $\alpha_1 \approx 3,8 \cdot 10^6$  с<sup>-1</sup>;  $\alpha_2 \approx 4,7 \cdot 10^8$  с<sup>-1</sup>. При этом нормирующий коэффициент  $k_{p1}$  оказывается примерно равным  $k_{p1} \approx 1,049$ . В табл. 2 с учетом (3) для конкретного набора значений токовой амплитуды  $I_{mp}$  представлены численные значения интеграла действия  $J_{CiA}$  применительно к протекающему по токонесущим медным и алюминиевым частям исследуемых проводов и кабелей апериодическому наносекундному импульсу тока временной формы  $\tau_f/\tau_p=5$  нс/200 нс [4, 9].

Зная численные значения интеграла действия тока  $J_{CiA}$  (см. табл. 2) и интеграла тока  $J_{Cik}$  (см. табл. 1), по (1) сравнительно легко могут быть определены

критические сечения  $S_{CCi}$  рассматриваемых электрических проводов (кабелей). В табл. 3 приведены рассчитанные по (1) численные значения критических сечений  $S_{CCi}$  для неизолированных проводов с медными (алюминиевыми) жилами и изолированных проводов (кабелей) с медными (алюминиевыми) жилами (оболочками), ПВХ, Р и ПЭТ изоляцией, испытывающих действие апериодического наносекундного импульса тока временной формы  $\tau_f/\tau_p=5$  нс/200 нс.

Таблица 2

Численные значения интеграла действия  $J_{CiA}$  для наносекундного апериодического импульса тока временной формы 5 нс/200 нс, протекающего в токонесущих частях рассматриваемой КПП [4]

Значение амплитуды $I_{mp}=I_{mp1}$ импульса тока временной формы 5 нс/200 нс, кА	Значение интеграла действия $J_{CiA}$ импульса тока 5 нс/200 нс, А <sup>2</sup> ·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	$1,41 \cdot 10^5$

Таблица 3

Численные значения критических сечений  $S_{CCi}$  для проводов (кабелей) с медными (алюминиевыми) жилами (оболочками) в силовых цепях ВСИТ с наносекундным импульсом тока вида 5 нс/200 нс, амплитуда которого изменяется в диапазоне от 10 кА до 500 кА

Вид изоляции в проводе (кабеле) силовой цепи ВСИТ	Материал жилы (оболочки) провода (кабеля)	Значение сечения $S_{CCi}$ , мм <sup>2</sup>			
		Амплитуда $I_{mp}$ импульса тока 5 нс/200 нс, кА			
		10	50	100	500
Без изоляции, ПВХ, Р и ПЭТ изоляция	Медь	0,008	0,042	0,085	0,425
	Алюминий	0,011	0,057	0,114	0,569

Из данных табл. 3 вытекает, что оценочные критические амплитуды плотностей  $\delta_{CCi} \approx I_{mp}/S_{CCi}$  наносекундного импульса тока временной формы 5 нс/200 нс как для неизолированных проводов, так и проводов и кабелей с медными (алюминиевыми) жилами (оболочками) и ПВХ, Р и ПЭТ изоляцией составляют соответственно примерно 1176 кА/мм<sup>2</sup> и 878 кА/мм<sup>2</sup>.

**4. Расчетный выбор критических сечений  $S_{CCi}$  и плотностей  $\delta_{CCi}$  тока в электрических проводах (кабелях) для микросекундных импульсов тока в цепях ВСИТ.** На рис. 1 приведена типичная осциллограмма импульсной А-компоненты тока искусственной молнии, формируемой в сильноточной разрядной цепи высоковольтного генератора тока молнии (ГТМ) для испытаний объектов авиационной и ракетно-космической техники на молниестойкость по требованиям нормативных документов США [10, 11]. Видно, что эта компонента импульсов тока  $i_p(t)$  имитируемой в лабораторных условиях молнии во времени  $t$  изменяется по закону затухающей синусоиды. Осуществив выбор критических сечений  $S_{CCi}$  и плотностей  $\delta_{CCi}$  тока в токонесущих жилах (оболочках) проводов и кабелей для разрядной цепи ГТМ применительно к приведенному на рис. 1 импульсу тока  $i_p(t)$  молнии.

Из опытных данных, представленных на рис. 1, получаем, что для используемого в приближенных расчетах критических сечений  $S_{CCi}$  большого экспоненциально затухающего синусоидального импульсного тока декремент его колебаний оказывается равным  $\Delta_p = \ln(I_{mp1}/I_{mp3}) = 2,505$ . Из (4) для этого вида импульса тока находим, что коэффициент  $k_{p2} = 1,731$ . Ниже в табл. 4 приведены рассчитанные по (5) численные значения интеграла действия  $J_{CiA}$  для микросекундного импульса тока, изменяющегося во времени  $t$  по закону затухающей синусоиды вида (4) [12].

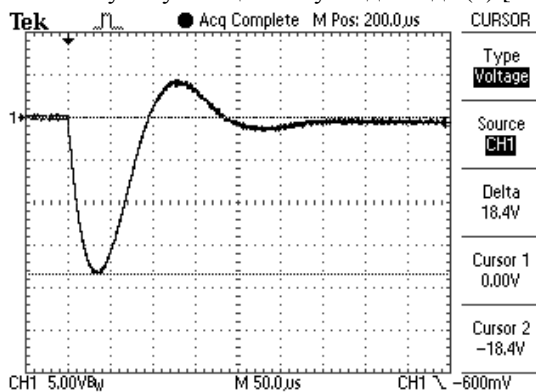


Рис. 1. Типичная осциллограмма микросекундной импульсной A-компоненты тока искусственной молнии, протекающей в разрядной цепи высоковольтного ГТМ ( $I_{mp1} \approx 207$  кА;  $I_{mp3} \approx 16,9$  кА;  $T_p \approx 185$  мкс; масштаб по вертикали – 56,3 кА/деление; масштаб по горизонтали – 50 мкс/деление) [12]

Воспользовавшись (1) и сведенными в табл. 4 результатами расчетного определения интеграла действия  $J_{CiA}$  импульсного тока  $i_p(t)$  вида (4), находим критические сечения  $S_{CCi}$  для исследуемых проводов (кабелей) в силовых цепях ВСИТ, в которых протекает микросекундный импульс тока вида (4) с АВП, соответствующими опытным данным, характерным для рис. 1. В табл. 5 представлены результаты такого расчетного определения критических сечений  $S_{CCi}$  для рассматриваемых проводов и кабелей, широко применяемых в разрядных силовых цепях ВСИТ [1, 2, 12].

Таблица 4  
Значения интеграла действия  $J_{CiA}$  для импульса тока  $i_p(t)$ , изменяющегося в микросекундном временном диапазоне по закону затухающей синусоиды вида (4)

Значение первой амплитуды $I_{mp1}$ затухающего синусоидального импульса тока, кА	Значение интеграла действия $J_{CiA}$ импульса тока вида (4), $A^2 \cdot c$
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	$47,7 \cdot 10^6$

Из приведенных в табл. 5 расчетных данных следует, что оценочные критические амплитуды плотностей  $\delta_{CCi} \approx I_{mp1}/S_{CCi}$  микросекундного импульса тока  $i_p(t)$  с АВП, соответствующими опытным данным рис. 1, как для неизолированных проводов, так и проводов (кабелей) с медными и алюминиевыми жилами (обо-

лочками), ПВХ, Р и ПЭТ изоляцией численно составляют соответственно около 64 кА/мм<sup>2</sup> и 48 кА/мм<sup>2</sup>.

Таблица 5

Численные значения критических сечений  $S_{CCi}$  для проводов (кабелей) с медными (алюминиевыми) жилами (оболочками) в цепях ВСИТ с микросекундным импульсом тока вида (4), первая амплитуда  $I_{mp1}$  которого изменяется в диапазоне от 30 кА до 207 кА

Вид изоляции в проводе (кабеле) силовой цепи ВСИТ	Материал жилы (оболочки) провода (кабеля)	Значение сечения $S_{CCi}$ , мм <sup>2</sup>			
		Первая амплитуда $I_{mp1}$ импульса тока вида (4), кА			
		30	50	100	207
Без изоляции, ПВХ, Р и ПЭТ изоляция	Медь	0,469	0,781	1,564	3,243
	Алюминий	0,627	1,045	2,092	4,337

5. Расчетный выбор критических сечений  $S_{CCi}$  и плотностей  $\delta_{CCi}$  тока в электрических проводах (кабелях) для миллисекундных импульсов тока в цепях ВСИТ. На рис. 2 показана типичная осциллограмма длительной C-компоненты тока искусственной молнии, генерируемой в лабораторных условиях согласно требований [10] в разрядной цепи ГТМ для целей экспериментального определения молнистойности объектов аэрокосмической техники в условиях прямого удара в них линейной молнии. Из данных рис. 2 видно, что апериодический импульс тока  $i_p(t)$  искусственной молнии отрицательной полярности этой компоненты полного тока грозового разряда изменяется в миллисекундном временном диапазоне. Его амплитуда  $I_{mp}$  при  $t_m \approx 11$  мс составляет примерно 835 А. При этом длительность фронта испытательного импульса тока составляет около  $\tau_f \approx 7$  мс, а его длительность на уровне  $0,5I_{mp} - \tau_p \approx 160$  мс. Кроме того, из данных рис. 2 следует, что полная длительность протекания используемой компоненты импульса тока  $i_p(t)$  искусственной молнии в разрядной цепи высоковольтного ГТМ достигает значения около 1000 мс. На основании предлагаемого электротехнического подхода выполним выбор критических сечений  $S_{CCi}$  проводов (кабелей) для разрядной цепи ГТМ, участвующей в формировании указанного импульса тока  $i_p(t)$ .

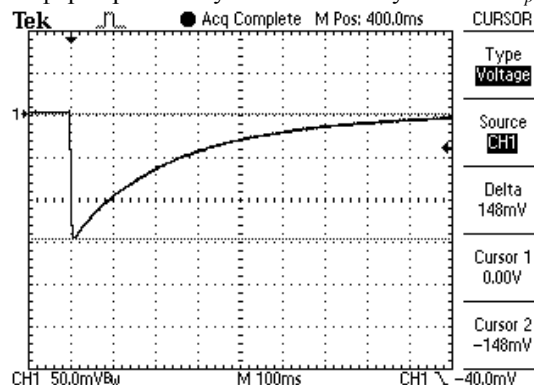


Рис. 2. Типичная осциллограмма миллисекундной длительной C-компоненты тока искусственной молнии, протекающей в разрядной цепи мощного высоковольтного ГТМ ( $I_{mp} \approx 835$  А;  $\tau_f \approx 7$  мс;  $\tau_p \approx 160$  мс; масштаб по вертикали – 282 А/деление; масштаб по горизонтали – 100 мс/деление) [12]

Из (2) при  $\tau_f \approx 7$  мс и  $\tau_p \approx 160$  мс находим, что  $a_1 \approx 4,75$  с<sup>-1</sup>, а  $a_2 \approx 3,38 \cdot 10^2$  с<sup>-1</sup>. Тогда нормирующий коэффициент



ент  $k_{p1}$  принимает численное значение, равное около  $k_{p1} \approx 1,077$ . Используя (3) и варьируя значением амплитуды  $I_{mp}$ , можно рассчитать численные показатели интеграла действия  $J_{CiA}$  для используемого миллисекундного импульса тока  $i_p(t)$ . В табл. 6 приведены численные значения величины  $J_{CiA}$  для ряда амплитуд  $I_{mp}$  импульса тока  $i_p(t)$  временной формы 7 мс/160 мс.

Таблица 6

Численные значения интеграла действия  $J_{CiA}$  для импульса тока  $i_p(t)$ , изменяющегося в цепи ВСИТ в миллисекундном временном диапазоне по закону вида (2)

Значение амплитуды $I_{mp}=I_{mp1}$ униполярного миллисекундного аperiodического импульса тока 7 мс/160 мс, А	Значение интеграла действия $J_{CiA}$ миллисекундного импульса тока 7 мс/160 мс, $A^2 \cdot c$
100	$1,17 \cdot 10^3$
200	$4,68 \cdot 10^3$
300	$1,05 \cdot 10^4$
400	$1,87 \cdot 10^4$
500	$2,92 \cdot 10^4$
700	$5,73 \cdot 10^4$
835	$8,15 \cdot 10^4$
900	$0,95 \cdot 10^5$
1000	$1,17 \cdot 10^5$

Тогда с учетом данных табл. 6 по (1) в принятом приближении можно найти критические сечения  $S_{CCi}$  для неизолированных и изолированных проводов и кабелей с медными (алюминиевыми) жилами (оболочками), ПВХ, Р и ПЭТ изоляцией, испытывающих воздействие аксиального миллисекундного аperiodического импульса тока  $i_p(t)$ , АВП которого соответствуют данным рис. 2. В табл. 7 приведены расчетные численные значения критических сечений  $S_{CCi}$  для указанных проводов (кабелей) с миллисекундным аperiodическим импульсом тока  $i_p(t)$  временной формы 7 мс/160 мс, найденных описанным выше путем. Исходя из соотношения вида  $\delta_{CCi} \approx I_{mp}/S_{CCi}$ , данные табл. 7 позволяют оценить численные значения критических плотностей  $\delta_{CCi}$  в проводах (кабелях), по которым в продольном направлении протекает миллисекундный аperiodический импульс тока  $i_p(t)$  временной формы 7 мс/160 мс с амплитудой  $I_{mp}$ , изменяющейся в широком диапазоне от 100 А до 1000 А.

Таблица 7

Численные значения критических сечений  $S_{CCi}$  для неизолированных проводов и изолированных проводов (кабелей) с медными (алюминиевыми) жилами (оболочками), ПВХ, Р и ПЭТ изоляцией в цепях ВСИТ, испытывающих воздействие миллисекундного импульса тока временной формы 7 мс/160 мс, амплитуда  $I_{mp}$  которого изменяется от 100 А до 1000 А

Вид изоляции в проводе (кабеле) силовой цепи ВСИТ	Материал жилы (оболочки) провода (кабеля)	Значение сечения $S_{CCi}$ , $mm^2$			
		Амплитуда $I_{mp}$ импульса тока 7 мс/160 мс, А			
		100	500	835	1000
Без изоляции, ПВХ, Р и ПЭТ изоляция	Медь	0,077	0,387	0,647	0,775
	Алюминий	0,103	0,518	0,865	1,036

Из приведенных в табл. 7 количественных данных следует, что оценочные критические амплитуды плотностей  $\delta_{CCi} \approx I_{mp}/S_{CCi}$  миллисекундного аperiodического импульса тока  $i_p(t)$  формы 7 мс/160 мс с АВП, соответствующими осциллограмме на рис. 2, для не-

изолированных проводов с медными и алюминиевыми жилами, а также проводов (кабелей) с медными и алюминиевыми жилами (оболочками), имеющих ПВХ, Р и ПЭТ изоляцию, численно составляют примерно 1,29 кА/мм<sup>2</sup> и 0,97 кА/мм<sup>2</sup> соответственно.

**6. Результаты экспериментальной проверки расчетных соотношений для выбора критических сечений  $S_{CCi}$  и плотностей  $\delta_{CCi}$  тока в проводах (кабелях) цепей ВСИТ.** Данную проверку работоспособности рекомендуемых для расчетного определения по соотношению (1) критических сечений  $S_{CCi}$  проводов (кабелей) и по соотношению  $\delta_{CCi} \approx I_{mp}/S_{CCi}$  критических амплитуд плотностей импульсного тока  $i_p(t)$  в их жилах (оболочках) осуществим на мощном сильноточном высоковольтном ГТМ [13], моделирующем нормированные по [10] АВП импульсной А-компоненты тока искусственной молнии (см. рис. 1) и оснащенном поверенными государственной метрологической службой соответствующими средствами измерительной техники [15]. Для этого вначале осуществим на указанном генераторе воздействие этой компоненты тока молнии с нормированными по требованиям [10] АВП ( $I_{mp1} \approx 205$  кА;  $I_{mp3} \approx 16,9$  кА;  $T_p \approx 200$  мкс;  $\Delta_p \approx \ln(I_{mp1}/I_{mp3}) \approx 2,495$ ;  $t_m \approx 38$  мкс;  $J_{CiA} \approx 2,17 \cdot 10^6$  А<sup>2</sup>·с), предварительно получаемой на эквиваленте нагрузки (кабеле марки РК 75-17-31 с медной жилой сечением 10,2 мм<sup>2</sup>), на опытный образец (ОО) длиной 0,55 м провода марки ПВ-2,5 с ПВХ изоляцией и сечением расщепленной медной жилы, равным  $S_{C1} \approx 2,5$  мм<sup>2</sup>. Согласно указанным выше исходным данным для АВП используемого затухающего синусоидального импульса тока микросекундного диапазона и (1) критическое сечение для испытываемого медного провода оказывается примерно равным  $S_{CCi} \approx 3,34$  мм<sup>2</sup>. Этому критическому сечению при  $|I_{mp1}| \approx 205$  кА соответствует критическая амплитуда плотности данного импульса тока, численно равная  $\delta_{CCi} \approx 61,4$  кА/мм<sup>2</sup>. Видно, что  $S_{C1} < S_{CCi}$ . В этой связи можно было еще до проведения запланированного эксперимента заключить, что исследуемый провод при воздействии на его медную жилу сечением  $S_{C1} \approx 2,5$  мм<sup>2</sup> импульсной А-компоненты тока молнии с нормированными АВП должен подвергнуться ЭВ и выйти из строя. Действительно, данное заключение подтвердил проведенный на указанном сильноточном ГТМ в условиях высоковольтной лаборатории соответствующий электрофизический эксперимент, результаты которого применительно к характеру резкого изменения во времени  $t$  из-за ЭВ медной жилы сечением  $S_{C1} \approx 2,5$  мм<sup>2</sup> испытываемого провода марки ПВ-2,5 с ПВХ изоляцией исходного импульса тока  $i_p(t)$  представлены на рис. 3.

Из данных рис. 3 следует, что ЭВ в разрядной цепи указанного ГТМ медной жилы сечением  $S_{C1} \approx 2,5$  мм<sup>2</sup> провода марки ПВ-2,5 с ПВХ изоляцией вызывает резкую деформацию протекающего по нему импульса тока  $i_p(t)$  по сравнению с его исходной формой (см. рис. 1). Из осциллограммы на рис. 3 вытекает, что экспериментальное значение критической амплитуды плотности  $\delta_{CCi}$  микросекундного импульса тока  $i_p(t)$  в проведенном электрофизическом опыте составляет примерно  $\delta_{CCi} \approx |I_{mp1}|/S_{C1} \approx 66,7$  кА/мм<sup>2</sup>. По сравнению с расчетным значением критической амплитуды плотности  $\delta_{CCi}$  используемого в эксперименте затухающего синусоидального импульса тока  $i_p(t)$ , составляющим  $\delta_{CCi} \approx I_{mp}/S_{CCi} \approx 205$  кА/3,34 мм<sup>2</sup>  $\approx 61,4$  кА/мм<sup>2</sup>, по-

лученное опытное значение для критической плотности  $\delta_{CC1}$  тока отличается от него примерно на 8 %.

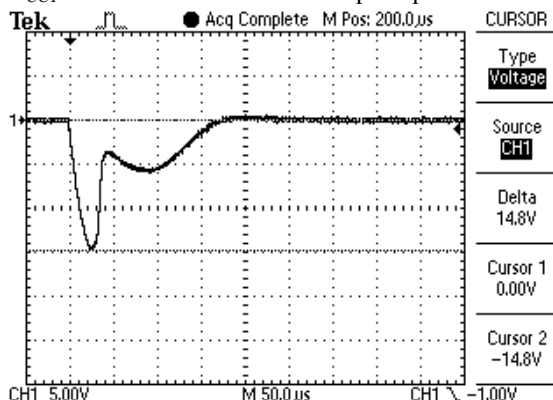


Рис. 3. Осциллограмма импульсной  $A$ -компоненты тока искусственной молнии, деформированной процессом ЭВ в разрядной цепи ГТМ расщепленной медной жилы сечением  $S_{C1} \approx 2,5 \text{ мм}^2$  испытываемого ОО провода марки ПВ-2,5 длиной 0,55 м с ПВХ изоляцией ( $I_{mp1} \approx 166,7 \text{ кА}$ ;  $\delta_{CC1} \approx |I_{mp1}|/S_{C1} \approx 66,7 \text{ кА/мм}^2$ ; масштаб по вертикали – 56,3 кА/клетка; масштаб по горизонтали – 50 мкс/клетка) [1, 14]

На рис. 4 показан общий вид рабочего стола высоковольтного сильноточного ГТМ, на котором закреплен испытываемый на электротермическую стойкость к воздействию импульсной  $A$ -компоненты тока искусственной молнии с нормированными по [10, 11] АВП ( $I_{mp1} \approx 205 \text{ кА}$ ;  $I_{mp3} \approx 16,9 \text{ кА}$ ;  $T_p \approx 200 \text{ мкс}$ ;  $t_m \approx 38 \text{ мкс}$ ;  $\Delta_p \approx \ln(I_{mp1}/I_{mp3}) \approx 2,495$ ;  $J_{CI A} \approx 2,17 \cdot 10^6 \text{ А}^2 \cdot \text{с}$ ) ОО радиочастотного кабеля марки РК 75-4-11 длиной 0,55 м со сплошной медной жилой сечением  $S_{C1} = 0,407 \text{ мм}^2$  и медной оплеткой сечением  $S_{C2} = 2,44 \text{ мм}^2$  до воздействия на него указанного микросекундного импульсного тока  $i_p(t)$ . Внутренняя медная жила и наружная медная оболочка-оплетка на краях этого кабеля были соединены параллельно и вместе подключены к разрядной цепи сильноточного высоковольтного ГТМ [14].



Рис. 4. Общий вид рабочего стола ГТМ с жестко закрепленным на его массивных алюминиевых электродах испытываемого ОО радиочастотного кабеля марки РК 75-4-11 длиной 0,55 м со сплошной медной жилой сечением  $S_{C1} = 0,407 \text{ мм}^2$  и медной оболочкой-оплеткой сечением  $S_{C2} = 2,44 \text{ мм}^2$  до воздействия на него импульсной  $A$ -компоненты тока искусственной молнии с нормированными АВП (жила и оболочка-оплетка на концах этого кабеля были включены в сильноточную разрядную цепь ГТМ параллельно) [1, 14]

На рис. 5 приведена осциллограмма используемой в эксперименте импульсной  $A$ -компоненты тока искусственной молнии, деформированной ЭВ медных токонесущих частей испытываемого ОО радиочастотного кабеля марки РК 75-4-11 с суммарным поперечным сечением жилы и оплетки, равным  $(S_{C1} + S_{C2}) \approx 2,85 \text{ мм}^2$ .

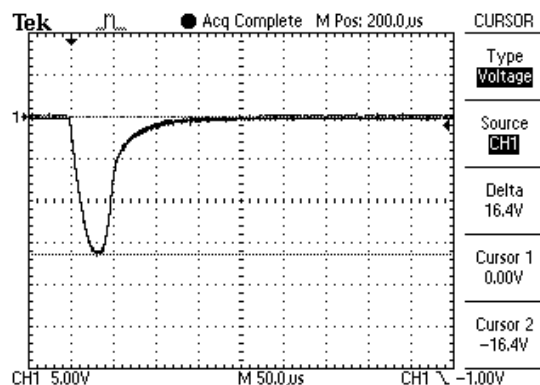


Рис. 5. Осциллограмма импульсной  $A$ -компоненты тока искусственной молнии, деформированной ЭВ в разрядной цепи ГТМ сплошной медной жилы сечением  $S_{C1} \approx 0,407 \text{ мм}^2$  и медной оплетки сечением  $S_{C2} = 2,44 \text{ мм}^2$  испытываемого ОО длиной 0,55 м радиочастотного кабеля марки РК 75-4-11 с ПЭТ изоляцией ( $I_{mp1} \approx 184,7 \text{ кА}$ ;  $\delta_{CC1} \approx |I_{mp1}|/(S_{C1} + S_{C2}) \approx 64,8 \text{ кА/мм}^2$ ; масштаб по вертикали – 56,3 кА/клетка; масштаб по горизонтали – 50 мкс/клетка) [1, 14]

На рис. 6 показан внешний вид рабочего стола ГТМ сразу после воздействия указанного импульса тока  $i_p(t)$  на испытываемый в его сильноточной разрядной цепи ОО кабеля марки РК 75-4-11 с ПЭТ изоляцией и полным сечением его медных токонесущих частей  $(S_{C1} + S_{C2}) \approx 2,85 \text{ мм}^2$ . Из-за наступившего в ОО кабеля явления ЭВ его сплошной медной жилы и поллой медной оболочки-оплетки произошла сублимация его медных токонесущих частей с разрушением поясной и защитной ПЭТ изоляции испытываемого образца кабеля. Изоляционные и металлические элементы рабочего стола ГТМ подверглись активной металлизации парами меди буро-красного цвета (см. рис. 6). На данном столе в зоне ЭВ испытываемого ОО кабеля наблюдается присутствие мелких расплавленных и обугленных фрагментов его защитной ПЭТ изоляции.

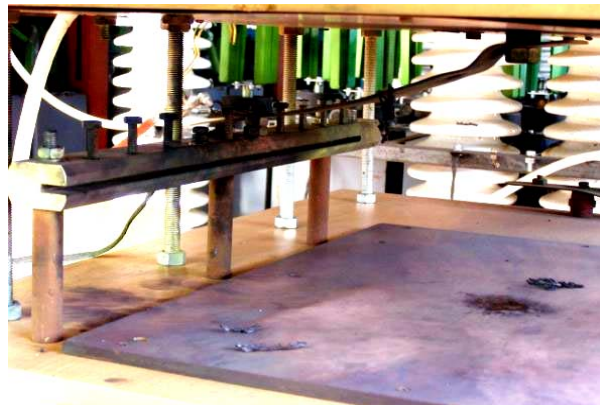


Рис. 6. Внешний вид рабочего стола ГТМ после ЭВ токонесущих частей испытываемого в его сильноточной разрядной цепи ОО длиной 0,55 м радиочастотного кабеля марки РК 75-4-11 с ПЭТ изоляцией и включенным в разрыв разрядной цепи высоковольтного генератора суммарным сечением его медной жилы и медной оплетки, равным  $(S_{C1} + S_{C2}) \approx 2,85 \text{ мм}^2$  ( $I_{mp1} \approx 184,7 \text{ кА}$ ;  $\delta_{CC1} \approx |I_{mp1}|/(S_{C1} + S_{C2}) \approx 64,8 \text{ кА/мм}^2$ ) [1, 14]

Из-за того, что для испытываемого кабеля марки РК 75-4-11 выполняется неравенство вида  $(S_{C1} + S_{C2}) < S_{CC1}$  его токонесущие медные части вместе с ПВХ изоляцией были разрушены проявляющимся в проведенном опыте ЭВ сплошной круглой жилы и поллой оболочки-оплетки выбранного типоразмера КПП. При расчет-

ном значении по (1) критического сечения для этого типа кабеля, равно  $S_{CCi} \approx 3,34 \text{ мм}^2$ , расчетная критическая амплитуда плотности  $\delta_{CCi}$  примененного в опыте микросекундного импульса тока  $i_p(t)$  для него численно составляла  $\delta_{CCi} \approx I_{mp}/S_{CCi} \approx 61,4 \text{ кА/мм}^2$ . Из осциллограммы на рис. 5 вытекает, что экспериментальное значение критической амплитуды плотности  $\delta_{CCi}$  указанного импульса тока  $i_p(t)$  оказывается по модулю численно равным  $\delta_{CCi} \approx I_{mp}/(S_{C1}+S_{C2}) \approx 64,8 \text{ кА/мм}^2$ . Видно, что полученное опытное значение для величины критической амплитуды плотности  $\delta_{CCi}$  импульса тока микросекундной длительности в исследуемом кабеле отличается от ее соответствующего расчетного значения не более чем на 6 %. Таким образом, выполненные на сильноточном высоковольтном ГТМ экспериментальные исследования применительно к микросекундному импульсу тока  $i_p(t)$  подтвердили работоспособность предложенных расчетных соотношений по определению критических сечений  $S_{CCi}$  и критических амплитуд плотностей  $\delta_{CCi}$  тока для указанного временного диапазона в токонесущих частях проводов и кабелей силовых цепей ВСИТ

**Выводы.** 1. Предложенный электротехнический подход позволяет по условию ЭВ в атмосферном воздухе токонесущих частей КПП осуществлять приближенный расчет критических поперечных сечений  $S_{CCi}$  и амплитуд плотностей  $\delta_{CCi}$  тока для неизолированных проводов с медными (алюминиевыми) жилами, а также для изолированных проводов и кабелей с медными (алюминиевыми) жилами (оболочками) с ПВХ, Р и ПЭТ изоляцией, по которым протекает импульсный ток  $i_p(t)$ , АВП которого изменяются в нано-, микро- и миллисекундном временных диапазонах.

2. На основании полученных приближенных расчетных соотношений продемонстрированы конкретные возможности предложенного электротехнического подхода по выбору критических поперечных сечений  $S_{CCi}$  и амплитуд плотностей  $\delta_{CCi}$  тока в указанных проводах и кабелях силовых цепей ВСИТ, по токонесущим частям которых протекают большие импульсные аксиальные токи  $i_p(t)$ , изменяющиеся во времени  $t$  по аперидическому закону или закону затухающей синусоиды с первой токовой амплитудой  $I_{mp1}$ .

3. Расчетным путем установлено, что критические амплитуды плотностей  $\delta_{CCi} \approx I_{mp1}/S_{CCi}$  импульсного тока  $i_p(t)$  для его рассмотренных временных форм в медных (алюминиевых) жилах неизолированных проводов и изолированных проводах и кабелях с медными (алюминиевыми) жилами (оболочками), ПВХ, Р и ПЭТ изоляцией для наносекундного временного диапазона численно составляют соответственно примерно 1176 (878) кА/мм<sup>2</sup>, для микросекундного временного диапазона – 64 (48) кА/мм<sup>2</sup> и для миллисекундного временного диапазона – 1,29 (0,97) кА/мм<sup>2</sup>.

4. Выполненные с помощью сильноточного высоковольтного ГТМ эксперименты применительно к воздействию на медные токонесущие части провода марки ПВ-2,5 с ПВХ изоляцией и кабеля марки РК 75-4-11 с ПЭТ изоляцией микросекундного затухающего синусоидального импульса тока искусственной молнии с нормированными АВП согласно требований действующего в области молниезащиты объектов аэрокосмической техники документа США SAE ARP

5412: 2013 подтвердили работоспособность рекомендуемых расчетных соотношений для определения критических сечений  $S_{CCi}$  и амплитуд плотностей  $\delta_{CCi}$  тока в указанных проводах и кабелях цепей ВСИТ.

5. Полученные результаты для критических сечений  $S_{CCi}$  и плотностей  $\delta_{CCi}$  тока могут быть использованы также в практике осуществления в атмосферном воздухе с помощью электроустановок ВСИТ явления ЭВ неизолированных тонких металлических проводов (проволочек), применяемого в ряде современных прикладных электрофизических технологий.

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Баранов М.И. Избранные вопросы электрофизики. Монография в 3-х томах. Том 3: Теория и практика электрофизических задач. – Х.: Точка, 2014. – 400 с.
2. Кнопфель Г. Сверхсильные импульсные магнитные поля. – М.: Мир, 1972. – 391 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. A choice of sections of electric wires and cables in circuits of devices of high-voltage high-current impulse technique // Electrical engineering & electromechanics. – 2018. – no.6. – pp. 56-62. doi: 10.20998/2074-272X.2018.6.08.
5. 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.
6. 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. doi: 10.20998/2074-272X.2017.1.06.
7. Баранов М.И. Избранные вопросы электрофизики: Монография в 3-х томах. Том 2, Кн. 1: Теория электрофизических эффектов и задач. – Х.: НТУ «ХПИ», 2009. – 384 с.
8. 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.
9. Мырова Л.О., Чепиженко А.З. Обеспечение стойкости аппаратуры связи к ионизирующим и электромагнитным излучениям. – М.: Радио и связь, 1988. – 296 с.
10. SAE ARP 5412: 2013. Aircraft Lightning Environment and Related Test Waveforms. SAE Aerospace. USA, 2013. – pp. 1-56.
11. SAE ARP 5416: 2013. Aircraft Lightning Test Methods. SAE Aerospace. USA, 2013. – pp. 1-145.
12. 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.
13. Baranov M.I., Koliushko G.M., Kravchenko V.I., Nedzel'skii O.S., Dnyshchenko V.N. A Current Generator of the Artificial Lightning for Full-Scale Tests of Engineering Objects // Instruments and Experimental Technique. – 2008. – no.3. – pp. 401-405. doi: 10.1134/s0020441208030123.
14. Баранов М.И., Кравченко В.И. Электротермическая стойкость проводов и кабелей летательного аппарата к поражающему воздействию импульсного тока молнии // Электричество. – 2013. – №10. – С. 7-15.
15. Baranov M.I., Buriakovskiy S.G., Rudakov S.V. The metrology support in Ukraine of tests of objects of energy, aviation and space-rocket engineering on resistibility to action of pulses of current (voltage) of artificial lightning and commutation pulses of voltage // Electrical engineering & electromechanics. – 2018. – no.5. – pp. 44-53. doi: 10.20998/2074-272X.2018.5.08.

## REFERENCES

1. Baranov M.I. *Izbrannyye voprosy elektrofiziki. Monografiya v 3 tomah. Tom 3: Teoriya i praktika elektrofizicheskikh zadach* [Selected topics of Electrophysics. Monograph in 3 vols. Vol. 3: Theory and practice of electrophysics tasks]. Kharkiv, Tochka Publ., 2014. 400 p. (Rus).
2. Knopfel' G. *Sverkhshil'nye impul'snye magnitnye polia* [Ultra strong pulsed magnetic fields]. Moscow, Mir Publ., 1972. 391 p. (Rus).
3. Orlov I.N. *Elektrotehnicheskij spravochnik. 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. A choice of sections of electric wires and cables in circuits of devices of high-voltage high-current impulse technique. *Electrical engineering & electromechanics*, 2018, no.6, pp. 56-62. doi: 10.20998/2074-272X.2018.6.08.
5. 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.
6. 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. doi: 10.20998/2074-272X.2017.1.06.
7. Baranov M.I. *Izbrannyye voprosy elektrofiziki: Monografiya v 3-h tomah. Tom 2, Kn. 1: Teoriya elektrofizicheskikh effektov i zadach* [Selected topics of Electrophysics: Monograph in 3 vols. Vol. 2, book. 1: Theory of electrophysics effects and tasks]. Kharkov, NTU «KhPI» Publ., 2009. 384 p. (Rus).
8. 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).
9. Myrova L.O., Chepizhenko A.Z. *Obespechenie stojkosti apparatury svyazi k ionizyruyushchim i elektromagnitnym izlucheniyam* [Ensuring stability of communications equipment to the ionizing and electromagnetic of radiations]. Moscow, Radio and Communications Publ., 1988. 296 p. (Rus).
10. SAE ARP 5412: 2013. Aircraft Lightning Environment and Related Test Waveforms. SAE Aerospace. USA, 2013. – pp. 1-56.
11. SAE ARP 5416: 2013. Aircraft Lightning Test Methods. SAE Aerospace. USA, 2013. – pp. 1-145.
12. 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. doi: 10.20998/2074-272X.2011.2.11.
13. Baranov M.I., Koliushko G.M., Kravchenko V.I., Nedzel'skii O.S., Dnyshchenko V.N. A Current Generator of the Artificial Lightning for Full-Scale Tests of Engineering Objects. *Instruments and Experimental Technique*, 2008, no.3, pp. 401-405. doi: 10.1134/s0020441208030123.
14. Baranov M.I., Kravchenko V.I. Electrothermal resistance wire and cable to the aircraft to the striking action pulsed current lightning. *Electricity*, 2013, no.10, pp. 7-15. (Rus).
15. Baranov M.I., Buriakovskiy S.G., Rudakov S.V. The metrology support in Ukraine of tests of objects of energy, aviation and space-rocket engineering on resistibility to action of pulses of current (voltage) of artificial lightning and commutation pulses of voltage. *Electrical engineering & electromechanics*, 2018, no.5, pp. 44-53. doi: 10.20998/2074-272X.2018.5.08.

Поступила (received) 12.11.2018

Баранов Михаил Иванович, д.т.н., г.л.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.

**Calculation and experimental determination of critical sections of electric wires and cables in the circuits of devices of high-voltage high-current pulse technique.**

**Purpose.** Implementation of calculation and experimental determinations of critical sections and current densities in electric wires and cables of circuits of devices of high-voltage high-current impulse technique (HHIT), characterized flowing of pulse current  $i_p(t)$  with different amplitude-temporal parameters (ATPs). **Methodology.** Electrophysics bases of technique of high-voltage and large pulse currents, theoretical bases of electrical engineering, bases of electrical power energy, technique of high electric and magnetic fields, and also measuring technique. **Results.** The results of the developed electrical engineering approach are resulted in calculation choice on the condition of electric explosion (EE) in atmospheric air of current-carrying parts of cable-conductor products of critical sections of  $S_{CCi}$  of the uninsulated wires, and also the insulated wires and cables with polyvinyl chloride (PVC), rubber (R) and polyethylene (PET) insulation with copper (aluminum) cores (shells) on which in the circuits of HHIT the pulse axial-flow current  $i_p(t)$  flows with arbitrary ATPs. On the basis of this approach the results of choice of critical sections  $S_{CCi}$  are shown for the indicated electric wires (cables) of power circuits of HHIT with pulse current, ATPs of which with amplitudes of  $I_{mp}=(0.1-1000)$  kA change on a aperiodic law or law of attenuation of sine wave in nano-, micro- and millisecond temporal ranges. The results of calculation estimation of critical amplitudes of current densities  $\delta_{CCi}$  of -pulses of current  $i_p(t)$  of the examined temporal shapes are presented in the indicated electric wires and cables of circuits of HHIT. By a calculation way it is set that critical amplitudes of current densities  $\delta_{CCi}$  of pulse current  $i_p(t)$  for its indicated temporal shapes in the copper (aluminum) cores of the uninsulated wires and insulated wires and cables with copper (aluminum) cores (shells), PVC, R and PET insulation for nano-second range are numerically 1176 (878) kA/mm<sup>2</sup>, for the microsecond range 64 (48) kA/mm<sup>2</sup> and for the millisecond range 1.29 (0.97) kA/mm<sup>2</sup>. By the powerful high-voltage generator of current of artificial lightning experimental verification of applicability of the offered calculation relations is executed for the choice of critical sections  $S_{CCi}$  and amplitudes of current densities  $\delta_{CCi}$  in wires (cables) at their EE. **Originality.** First by a calculation way for the specific temporal shapes of pulse currents  $i_p(t)$  in the discharge circuits of HHIT, changing in nano-, micro- and millisecond temporal ranges with the wide change of the amplitudes  $I_{mp}$  on an aperiodic law or law of attenuation of sine wave, the numeral values of critical sections  $S_{CCi}$  and amplitudes of current densities  $\delta_{CCi}$  are obtained for the uninsulated wires, insulated wires and cables with copper (aluminum) cores (shells), PVC, R and PET insulation. **Practical value.** Application of the obtained results is in practice of tests of objects of electrical power energy, aviation and space-rocket technique on resistibility to action of pulse currents  $i_p(t)$  with different ATPs of natural (currents of the imitated lightning) and artificial (discharge currents of HHIT) origin will be instrumental in the increase of electro-thermal resistibility of the uninsulated wires, and also the insulated wires and cables with PVC, R and PET insulation of HHIT widely applied in power circuits. References 15, tables 7, figures 6.

**Key words:** high-voltage high-current pulse technique, electric wires and cables, calculation choice of critical sections of wires and cables in circuits of pulse technique, experiment.

A. Bourzami, M. Amroune, T. Bouktir

## ON-LINE VOLTAGE STABILITY EVALUATION USING NEURO-FUZZY INFERENCE SYSTEM AND MOTH-FLAME OPTIMIZATION ALGORITHM

*Purpose. In recent years, the problem of voltage instability has received special attention from many utilities and researchers. The present paper deals with the on-line evaluation of voltage stability in power system using Adaptive Neuro-Fuzzy Inference System (ANFIS). The developed ANFIS model takes the voltage magnitudes and their phases obtained from the weak buses in the system as input variables. The weak buses identification is formulated as an optimization problem considering the operating cost, the real power losses and the voltage stability index. The recently developed Moth-Flame Optimization (MFO) algorithm was adapted to solve this optimization problem. The validation of the proposed on-line voltage stability assessment approach was carried out on IEEE 30-bus and IEEE 118-bus test systems. The obtained results show that the proposed approach can achieve a higher accuracy compared to the Multi-Layer Perceptron (MLP) and Radial Basis Function (RBF) neural networks. References 37, tables 3, figures 10.*

*Key words: voltage stability, line voltage stability index, Moth-Flame optimization, adaptive neuro-fuzzy inference system.*

*В последние годы проблема нестабильности напряжения привлекла особое внимание многих служб эксплуатации и исследователей. Настоящая статья посвящена оценке в режиме онлайн стабильности напряжения в энергосистеме с использованием адаптивной нейро-нечеткой системы вывода (ANFIS). Разработанная модель ANFIS принимает в качестве входных переменных величины напряжения и их фазы, полученные от шин в системе. Идентификация шин сформулирована как задача оптимизации, учитывающая эксплуатационные расходы, реальные потери мощности и показатель стабильности напряжения. Недавно разработанный алгоритм оптимизации методом мотылька и пламени (MFO) адаптирован для решения данной задачи оптимизации. Проверка предложенного подхода к онлайн оценке стабильности напряжения в сети проводилась на тестовых системах IEEE с 30 шинами и IEEE со 118 шинами. Полученные результаты показывают, что предлагаемый подход может обеспечить более высокую точность по сравнению с многоуровневыми нейронными сетями (MLP) и нейронными сетями с радиальными базисными функциями (RBF). Библ. 37, табл. 3, рис. 10.*

*Ключевые слова: стабильность напряжения, показатель стабильности напряжения сети, оптимизация методом мотылька и пламени, адаптивная нейро-нечеткая система вывода.*

**Introduction.** The changes in power systems' parameters such as loading, generator reactive power limits, action of tap changing transformers, load recovery dynamics and line or generator outages may cause a gradually and uncontrolled drop of voltages leading to voltage instability [1]. Several methods have been proposed for voltage stability analysis, such as modal analysis [2], sensitivity analysis [3], continuation power flow [4], and voltage stability indices [5]. However, these methods are inappropriate for on-line voltage stability evaluation due to the time consumption and computational requirement, mostly in the case of large power systems.

In recent years, the application of Artificial Neural Networks (ANNs) in voltage stability assessment has attained increasing importance. The main reasons are its ability to do parallel data processing with high accuracy and fast response [6]. Several ANN architectures have been proposed in the literature for on-line voltage stability monitoring. Debbie, et al. [6] presented an ANN-based Multi-Layer Perceptron (MLP) method for on-line voltage stability monitoring. Chakrabarti [7] developed a new method for on-line voltage stability monitoring using MLP network and regression-based technique of selecting features for training the network. A single ANN trained by the back-propagation algorithm to evaluate the voltage stability of power system incorporating FACTS devices has been proposed in [8]. Further enhancement of ANN performance in an on-line monitoring of voltage stability has been achieved by reducing the input data into an optimal size using Z-score-based algorithm [9]. It is worthwhile to note that the load real and reactive powers are generally used as the input information for the ANN. The application of ANN-based Radial Basis Function (RBF) for on-line voltage stability evaluation has been

performed by several researchers [10-13]. Although the ANN has gained attention from researchers as a tool for on-line voltage stability evaluation, it requires an extensive training process and a complex design procedure [14].

The ANFIS is a powerful artificial intelligent technique that combines the advantages of fuzzy logic and neural network. It has been applied to different power system areas such as transmission line faults [15], power quality [16], frequency control [17], and power system stability [18]. One of the first voltage stability approaches in which ANFIS algorithm was applied is reported in [19]. In [20], a novel approach for voltage stability evaluation using ANFIS model has been developed. The developed method is constructed in conjunction with the input information of voltage stability indices termed as the VOSTA, while the MW distance between the operation point and the collapse point is taken as the output vector. Authors in [21] used a subtractive clustering (SC) method and ANFIS to predict the Voltage Stability Margin (VSM), where different voltage stability indices are used as input variables. The ANFIS model has been also adapted to predict the loadability margin of the power system incorporated STATCOM and SVC, the real and reactive powers at all buses are used as the input variables [22, 23]. However, for large power systems, training ANFIS model with large input features consumes large training time.

In this paper, ANFIS soft computing technique is applied with the aim of developing an on-line voltage stability evaluation model. The developed ANFIS model takes the voltage magnitudes and phase angles obtained from the weak buses in the power system as the input features. In order to identify the weak buses in the system,



an optimization problem considering the operating cost, the real power losses and the voltage stability index is formulated. The recently developed Moth-Flame Optimization (MFO) algorithm [24] is adapted to solve the optimization problem. The proposed approach is implemented on IEEE 30-bus and IEEE 118-bus test systems. The results of comparison indicate that the proposed model could achieve more accurate results than the Multi-Layer Perceptron (MLP) and Radial Basis Function (RBF) neural networks techniques.

**ANFIS architecture.** ANFIS introduced by Jang [25], is a machine learning technique incorporates the advantages of ANN and fuzzy logic system. The ANFIS, which is based on the Sugeno–fuzzy inference model, constructs an input–output mapping according to both fuzzy if–then rules and stipulated input–output data pairs [26]. The fuzzy if–then rules are given by the following equations [25]:

$$\text{Rule 1: if } x \text{ is } A_1 \text{ and } y \text{ is } B_1 \\ f_1 = p_1x + q_1y + r_1, \quad (1)$$

$$\text{Rule 2: if } x \text{ is } A_2 \text{ and } y \text{ is } B_2 \\ f_2 = p_2x + q_2y + r_2, \quad (2)$$

where  $x$  and  $y$  are the inputs,  $A_i$  and  $B_i$  are the fuzzy sets,  $f_i$  is the  $i^{\text{th}}$  output,  $p_i$ ,  $q_i$  and  $r_i$  are the design parameters determined by the neural network.

Generally, the ANFIS consists of five layers configured analogously to any multi-layer feed-forward neural network. The functionality of these five layers is given as follows [25]:

- Layer 1 every node in this layer is given by:

$$O_{1i} = \mu_{A_i}(x), \quad i = 1, 2; \quad (3)$$

$$O_{2i} = \mu_{B_i}(y), \quad i = 1, 2; \quad (4)$$

where  $\mu_{A_i}(x)$  and  $\mu_{B_i}(y)$  can adopt any fuzzy membership function (MF).

- Layer 2 this second layer is considered as a rule layer. The inputs of this layer are the MFs and the outputs are given as:

$$W_i = \mu_{A_i}(x) \cdot \mu_{B_i}(y), \quad i = 1, 2; \quad (5)$$

- Layer 3 the nodes in this layer play a normalization role.

$$W_i = \frac{W_i}{W_1 + W_2}, \quad i = 1, 2; \quad (6)$$

- Layer 4 nodes are adaptive with node function given by Layer 1 for a first-order model, and with parameters referred to as defuzzifier of consequent parameters.

- Layer 5 consists of single node, which makes the sum of all the rules' outputs.

In this paper, ANFIS with Subtractive Clustering (SC)-based learning technique [27] has been used. The SC technique has the advantage among others clustering methods that its computation is simply proportional to the number of data points and independent of the dimension of the problem under consideration. This is a very useful feature to benefit from regarding the need of fast calculation time [21]. Details of the algorithm can be found in [28].

#### Determination of weak buses using Moth-Flame Algorithm MFO Optimization.

*Line voltage stability index ( $L_{mn}$ ).* Voltage stability evaluation is currently one of the most important research

areas in the field of electrical power system. Several methods have been used for voltage stability evaluation and weak buses identification, such as P-V and Q-V curves [29], continuous power flow [30] and voltage stability indices [5]. In this paper, the line voltage stability index  $L_{mn}$  [31] is used for on-line voltage stability evaluation. The  $L_{mn}$  index is defined as follows:

$$L_{mn} = \frac{4XQ_r}{[V_s \sin(\theta - \delta)]^2} \leq 1.0, \quad (7)$$

where  $X$  is the line reactance,  $Q_r$  is the reactive power at the receiving end,  $V_s$  is the sending end voltage,  $\theta$  is the line impedance angle and  $\delta$  is the angle difference between the supply voltage and the receiving voltage.

The value of  $L_{mn}$  index ranges from 0 (no load) to 1 (voltage collapse) and it must be less than 1 for stable systems.

**Problem formulation.** In this section the methodology to find the weak buses in an existing power system is presented. The main reason for the voltage collapse is the sag in reactive power at various locations in power system. Therefore, the weak buses in the power system can be identified as the buses which need reactive power support. In this context, the identification of the weak buses can be mathematically formulated as a non-linear optimization problem, where the main objective is the determination of the optimal location for var sources. The objective function, which has been handled by using meta-heuristic algorithms, includes the fuel cost, real power losses and voltage stability index. The general optimization problem can be written in the following form:

$$\min[f] = \sum_{i=1}^{NG} f_i + P_{Loss} + \sum_{i=1}^{NL} L_{mn}, \quad (8)$$

where  $f_i$  is the fuel cost of the  $i^{\text{th}}$  generator, NG is the number of generators in the power system.

The fuel cost curve is modeled by quadratic function as:

$$f_i = a_i + b_i P_{Gi} + c_i P_{Gi}^2, \quad (9)$$

where  $P_{Gi}$  is the actual power produced in the  $i^{\text{th}}$  generator  $a_i$ ,  $b_i$ , and  $c_i$  are the invariant factors.

The active power loss is expressed as follow:

$$P_{Loss} = \sum_{i \in NG} P_{Gi} - \sum_{j \in NL} P_{Lj}. \quad (10)$$

The  $L_{mn}$  index is considered as the third part of the objective function. The equality and inequality constraints to be satisfied while searching for the optimal solution can be described by (11) – (15). The equality constraints represent the real and reactive power equations, which are expressed as follows:

$$\begin{cases} P_{gi} - P_{di} = |U_i| \left| \sum_{j=1}^{Nb} |U_j| (G_{ij} \cos \delta_{ij} + B_{ij} \sin \delta_{ij}) \right| \\ Q_{gi} - Q_{di} = |U_i| \left| \sum_{j=1}^{Nb} |U_j| (G_{ij} \sin \delta_{ij} - B_{ij} \cos \delta_{ij}) \right| \end{cases}. \quad (11)$$

The system inequality operation constraints include:

$$P_{gi}^{\min} \leq P_{gi} \leq P_{gi}^{\max}; \quad (12)$$

$$Q_{gi}^{\min} \leq Q_{gi} \leq Q_{gi}^{\max}; \quad (13)$$

$$V_{gi}^{\min} \leq V_{gi} \leq V_{gi}^{\max}; \quad i = 1, 2, \dots, N_b; \quad (14)$$

$$V_{li}^{\min} \leq V_{li} \leq V_{li}^{\max}; \quad i = 1, 2, \dots, N_b, \quad (15)$$

where  $N_b$  is the number of buses,  $P_{gi}$  and  $Q_{gi}$  are the active and reactive power generations at  $i^{\text{th}}$  bus,  $P_i$  and  $Q_i$  are the active and reactive power demands at  $i^{\text{th}}$  bus,  $P_i$  and  $Q_i$  are the active and reactive power injections at  $i^{\text{th}}$  bus,  $G_{ij}$ ,  $B_{ij}$  and  $\delta_{ij}$  are the conductance, the admittance and the phase difference of voltages between the  $i^{\text{th}}$  and  $j^{\text{th}}$  bus.

The *Moth-Flame Optimization (MFO) algorithm* developed by Seyedali Mirjalili [24] is a novel meta-heuristic optimization technique inspired by the navigation of moths in nature called transverse orientation. In this method, moths fly in the night by maintaining a fixed angle with the moon, a very effective mechanism for traveling in a straight line for long distances [24]. However, sometimes these insects are cheated by human-made lights. Since such light is very nearly compared to the moon, using the same navigation method by maintaining an analogous angle with the light leads to a worthless spiral fly path, and the moth ultimately converges to the light as shown in Fig. 1.

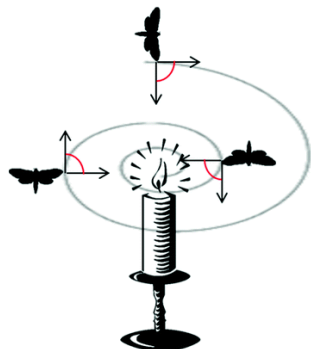


Fig. 1. Spiral flies of moths around a human-made artificial light

Moth-Flame algorithm utilizes this demeanor to achieve the optimal solutions and presumes moths as the candidate solutions and their positions in the space as the optimization problem's variables. The flames are related to the optimal solutions (positions) that moths traversed so far in the optimization process [24].

MFO algorithm is a population-based algorithm, so the set of moths is represented in a matrix  $M$

$$M = \begin{bmatrix} m_{1,1} & m_{1,2} & \dots & m_{1,d} \\ m_{2,1} & m_{2,2} & \dots & m_{2,d} \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \\ m_{n,1} & m_{n,2} & \dots & m_{n,d} \end{bmatrix}. \quad (16)$$

The set of flames can be also represented by

$$F = \begin{bmatrix} F_{1,1} & F_{1,2} & \dots & F_{1,d} \\ F_{2,1} & F_{2,2} & \dots & F_{2,d} \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \\ F_{n,1} & F_{n,2} & \dots & F_{n,d} \end{bmatrix}, \quad (17)$$

where  $n$  is the number of moths and  $d$  is the number of variables.

For evaluating each moth, the fitness function should be given during optimization process, and the matrix  $OM$  and  $OF$  are employed to store the fitness value of moths and flames, respectively

$$OM = \begin{bmatrix} OM_1 \\ OM_2 \\ \vdots \\ OM_n \end{bmatrix}; \quad (18)$$

$$OF = \begin{bmatrix} OF_1 \\ OF_2 \\ \vdots \\ OF_n \end{bmatrix}, \quad (19)$$

where  $n$  is the number of moths and  $d$  is the number of variables.

In order to mathematically model the transverse orientation, the position of each moth is updated with respect to a flame using the equation

$$M_i = S(M_i, F_j) = D_i \cdot e^{bt} \cdot \cos(2\pi \cdot t) + F_j, \quad (20)$$

where  $M_i$  indicates the  $i^{\text{th}}$  moth;  $F_j$  indicates the  $j^{\text{th}}$  flame; and  $S$  is the spiral function;  $D$  indicates the distance of  $i^{\text{th}}$  moth for  $j^{\text{th}}$  flame,  $b$  is a constant for determining the shape of the logarithm spiral, and  $t$  is a random number in  $[-1, 1]$ .

$D_i$  is calculated as follows

$$D_i = |F_j - M_i|. \quad (21)$$

Another concern here is that updating the position of moths with respect to  $n$  different locations in the search space may degrade the exploitation of the best promising solutions. To resolve this concern, an adaptive mechanism is used to provide the number of flames. The following formula is utilized in this regard:

$$\text{flameno} = \text{round}\left(N - l \cdot \frac{N-1}{T}\right), \quad (22)$$

where  $iter$  is the current number of iteration,  $N$  is the maximum number of flames and  $max\_iter$  is the maximum number of iterations.

The gradual decrement in number of flames balances the exploration and exploitation of the search space.

*Weakest buses identification.* The implementation of MFO optimization algorithm in weak locations identification is represented in Fig. 2 and summarized into the following steps:

- Step 1. Read power system data (bus data, line data, and generator data);
- Step 2. Set the values of MFO parameters such as:
  - the number of moths;
  - the maximum number of iterations;
  - the number of variables;
  - the upper and the lower bounds of variables (the real power outputs and the location of reactive power support). The candidate locations are in the range  $[1 N_{lb}]$ , where  $N_{lb}$  is the number of load buses in the system;
- Step 3. Initialize the position of moths and the number of flames;
- Step 4. Update the flame number;
- Step 5. Input the positions of moths into the power flow program and compute the fitness value of each moth according to the objective function;
- Step 6. The population of moths with the optimal fitness values will be selected as the flames;
- Step 7. Update the position of moth with respect to its corresponding flame or one flame;

- Step 8. Obtain the best moth and fitness value;
- Step 9. If the stop criterion is achieved, go to the Step 10. Otherwise, repeat steps 4 to the 9;
- Step 10. The best moth comprised the best fitness value was selected and the best location for reactive power support was obtained.

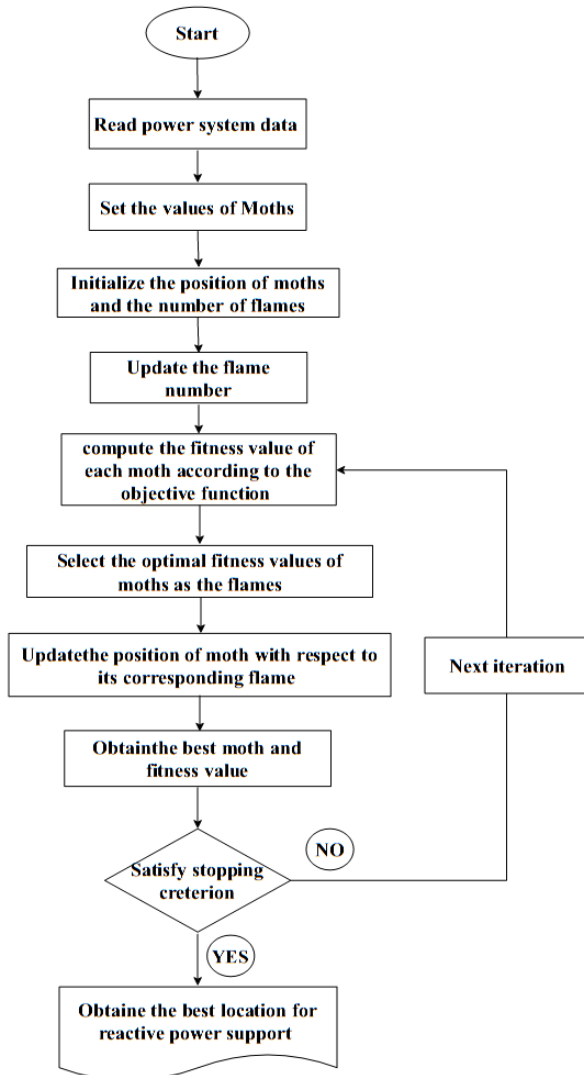


Fig. 2. Flowchart of the proposed weak buses identification method

#### Voltage stability Assessment Using ANFIS Model.

In this section, the proposed methodology to assess the voltage stability using ANFIS model is described. The main idea of the proposed method is presented in Fig. 3. The first step in the off-line phase involves the data preparation for the training and testing steps of the ANFIS model. The training and testing data sets are generated by varying both of the real and reactive powers at all system buses. The load is increased from the base value until the system achieves the maximum loading point leads to the collapse in a power system operation. Simultaneously, the  $L_{mn}$  is calculated corresponding to the different operating points.

The voltage magnitudes and phase angles extracted from the weak buses in the system are taken as the input variables of the ANFIS model. While the maximum corresponding values of  $L_{mn}$  are considered as the output

variables. In order to evaluate the performance of the proposed ANFIS model, the difference between the predicted and the actual output values was assessed according to the correlation coefficient ( $R$ ), the root mean square error ( $RMSE$ ) and the mean absolute percentage error ( $MAPE$ ). These indices are represented by the following equations [27, 28].

$$R = \frac{\sum_{i=1}^n (a_i - \bar{a})(P_i - \bar{P})}{\sqrt{\sum_{i=1}^n (a_i - \bar{a})^2 \sum_{i=1}^n (P_i - \bar{P})^2}}; \quad (23)$$

$$RMSE = \sqrt{\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n (a_i - P_i)^2}; \quad (24)$$

$$MAPE = \frac{100}{n} \sum_{i=1}^n \left| \frac{a_i - P_i}{a_i} \right|, \quad (25)$$

where  $a$  and  $P$  denote the actual output and predicted output sets, respectively,  $n$  is the total number of data.

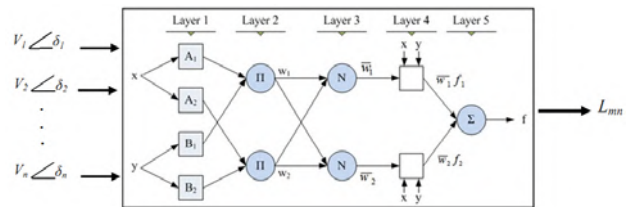


Fig. 3. Schematic of the proposed on-line voltage stability evaluation method

**Simulation and results.** This section presents the details of the simulation studies carried out on IEEE 30-bus and 118-bus test systems. The IEEE 30-bus power system consists of 6 generators, 41 branches, 4 tap changing transformers and 2 capacitors as shown in Fig. 4. The IEEE 118-bus system consists of 54 generators, 186 transmission lines, 9 tap changing transformers and 14 capacitors as shown in Fig. 5. The data of the generators, loads, and transmission lines for both test systems are given in [32]. The simulation was done using the computer with specification Intel® Core™ I5-2328M CPU @ 2.20GHz.

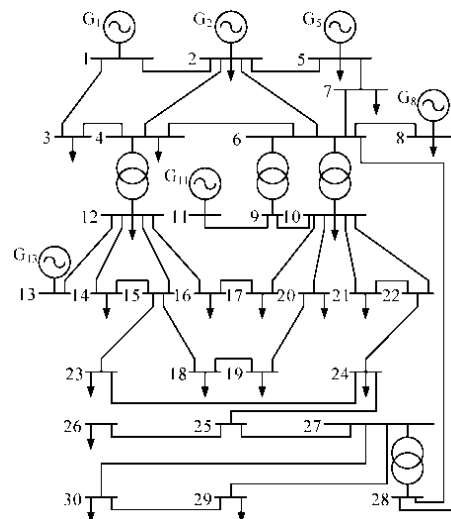


Fig. 4. Line diagram of the IEEE 30-bus system

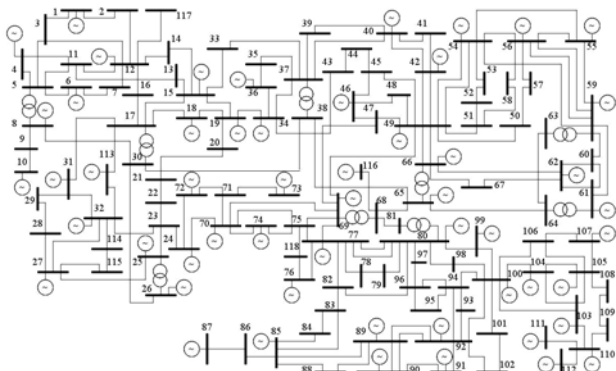


Fig. 5. Line diagram of the IEEE 118-bus system

**Weak Buses Identification and Ranking.** As it is mentioned above, the proposed method to find the weak buses is based on the determination of the optimal location for Var sources. The identification and the ranking of the first five weak buses in the system are performed using the MFO optimization technique where the buses are ranked starting with the most critical bus. The obtained results in the case of IEEE 30-bus system are tabulated in Table 1. This Table shows also a comparison between the results obtained by using the proposed method and the results found by other existing methods in the literature. It is clearly shown from this Table that the buses 30, 26 and 29 are identified as the weakest locations in the IEEE 30-bus test system.

Table 1

Weak buses ranking for IEEE 30-bus system	
Ref [33]	30, 26, 29, 25, 27
Ref [34]	30, 26, 29, 14, 23
Ref [35]	30, 26, 29, 19, 20
Ref [36]	30, 26, 29, 21, 24
Proposed method	30, 26, 29, 28, 7

The proposed method is applied also to determine the weak buses in the 118-bus system. This power system can be regarded as a realistic transmission level power network in terms of number of buses and branches. It consists of 118 bus and 186 branches. By using the proposed method, the first five weakest buses in the 118-bus system are found to be 118, 88, 57, 16 and 117.

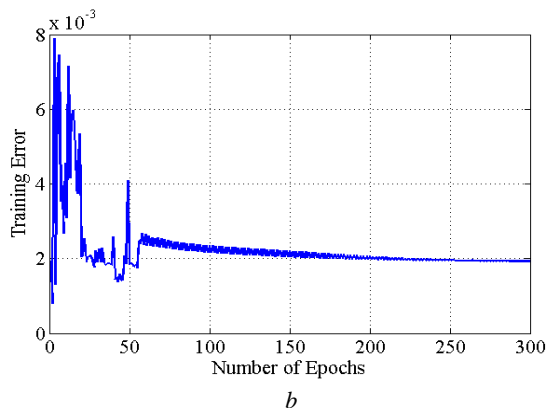
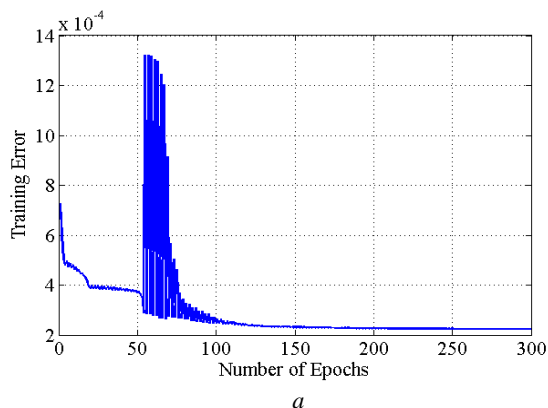


Fig. 6. Training curves of ANFIS models in the case of IEEE 30-bus system (a) and IEEE 118-bus system (b)

Accordance with the load flow values in both steps. Fig. 9, a, b shows the testing absolute error between the  $L_{mn}$  index predicted using the ANFIS model and the  $L_{mn}$  index computed by the conventional load flow in the case of IEEE 30-bus and IEEE 118-bus test systems, respectively.

**Application ANFIS model in voltage stability assessment.** In this section, the ANFIS-based Subtractive Clustering SC method has been developed to estimate the  $L_{mn}$  index. The input variables of ANFIS model are the voltage magnitudes and the phase angles of weak buses, while the output is the corresponding highest value of  $L_{mn}$  index. The dataset is generated, using conventional power flow, by varying the load at all buses from the base case to the collapse point. 80 % of the generated data are used as the training samples, while the rest 20 % are used to test the ANFIS model. Afterward, to evaluate the performance of ANFIS model, the difference between the predicted and actual output values were evaluated according to the correlation coefficient ( $R$ ), the root means square error ( $RMSE$ ) and the mean absolute percentage error ( $MAPE$ ).

In order to generate fuzzy rules, using SC technique, it is critical to determine the adequate value of cluster radius. According to [37], good values for cluster radius are usually between 0.2 and 0.5. Table 2 presents the ANFIS model performance for different cluster radius values. It is clear from the results that the best value of cluster radius was 0.2 for both test systems.

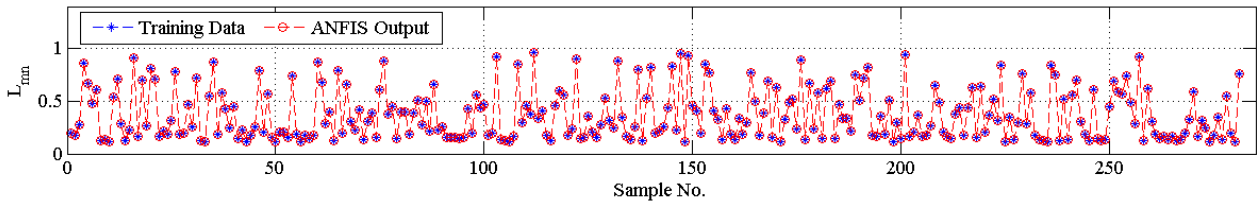
Table 2

Power system	RMSE results under different cluster radius			
	Cluster radius values			
	0.2	0.3	0.4	0.5
IEEE 30-bus	$5.2437 \cdot 10^{-4}$	$8.6545 \cdot 10^{-4}$	$13 \cdot 10^{-4}$	$14 \cdot 10^{-4}$
IEEE 118-bus	$1.4285 \cdot 10^{-4}$	$2.1324 \cdot 10^{-4}$	$2.6604 \cdot 10^{-4}$	$2.5255 \cdot 10^{-4}$

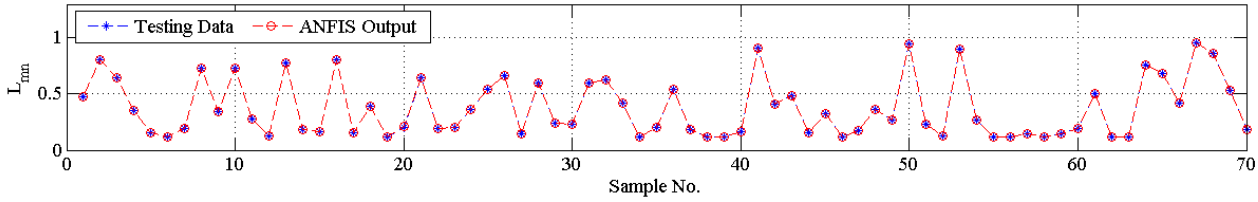
Based on the above settings, the ANFIS model was trained for the base case and for the different operating conditions. Fig. 6, a, b depict the training curves of ANFIS model in the case of the IEEE 30-bus and IEEE 118-bus systems. Fig. 7, 8 shows the comparison between the calculated  $L_{mn}$  index using conventional load flow and the estimated ones in the case of IEEE 30-bus and IEEE 118-bus test systems, respectively. It is clearly seen that the ANFIS predictions are in good.

It is clearly shown from this Figure that the ANFIS output values are very close to the target values with maximum absolute error equal to  $0.81 \cdot 10^{-3}$  in the case of IEEE 30-bus and  $1.39 \cdot 10^{-3}$  in the case of IEEE 118-bus system.



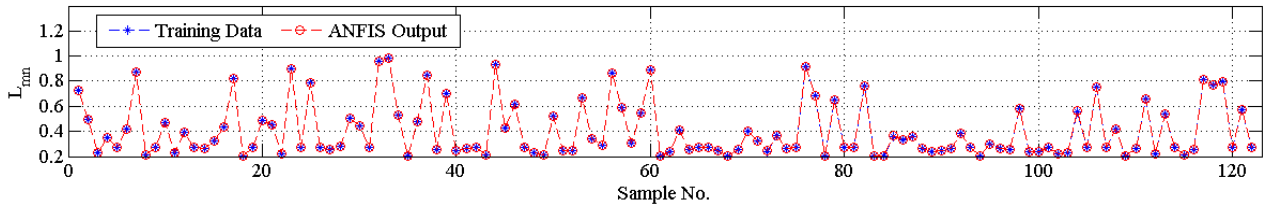


a

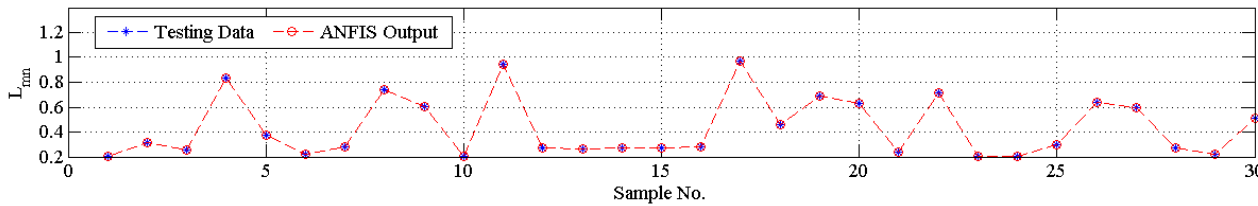


b

Fig. 7. Comparisons between the actual and the predicted values of  $L_{mn}$  in the case of IEEE 30-bus system, (a) training phase, (b) testing phase

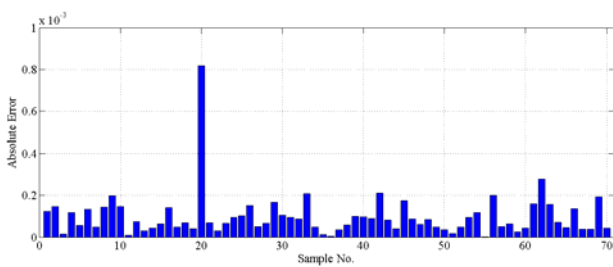


a

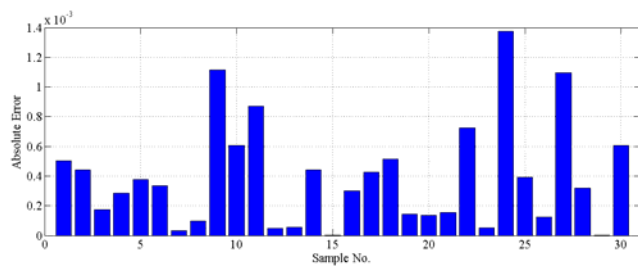


b

Fig. 8. Comparisons between the actual and the predicted values of  $L_{mn}$  in the case of IEEE 118-bus system, (a) training phase, (b) testing phase



a



b

Fig. 9. Absolute error in the case of IEEE 30-bus system (a), IEEE 118-bus system (b)

Fig. 10 shows the Linear fits between the actual and the predicted values of  $L_{mn}$  index for both test systems. The ANFIS predictions yield a correlation coefficient of 0.9823 and 0.9573, in testing phase, for both the IEEE 30-bus and IEEE 118-bus cases, respectively. The obtained results revealed that the ANFIS model has a good prediction capability.

In order to further assess the performance of the ANFIS model in the prediction of the  $L_{mn}$  index, the obtained results are compared, using the same dataset,

with that of Multi-Layer Perceptron (MLP) and Radial Basis Function (RBF) neural network [9, 13]. A comparison of the statistical indicators values and computation time, for the different models, is listed in Table 3. It is clearly seen, for both case studies of IEEE 30-bus and IEEE 118-bus systems, that the ANFIS model acquired relatively lower values of  $RMSE$  and  $MAPE$ , this means that the trained ANFIS model has a superior performance compared to the MLP and RBF networks.

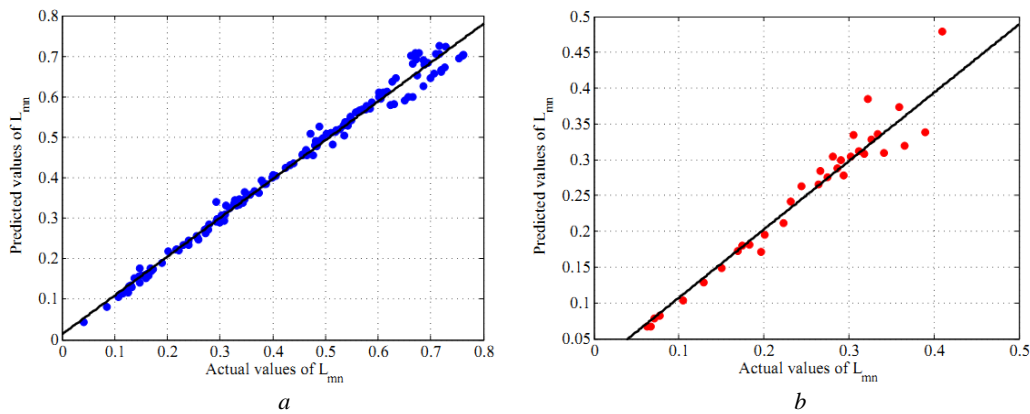


Fig. 10. Linear fits between the actual and the predicted values of  $L_{mn}$  in testing phase for IEEE 30-bus system (a), IEEE 118-bus system (b)

Table 3

Performance Comparison of ANFIS, MLP and RBF

Power system	Performance indices	Training			Testing		
		ANFIS	MLP	RBF	ANFIS	MLP	RBF
IEEE 30-bus	RMSE	$3.01 \cdot 10^{-4}$	0.0029	0.0020	$5.24 \cdot 10^{-4}$	0.004	0.0032
	MAPE	0.0748	0.6504	0.3238	0.1090	0.9657	0.6004
	Time (s)	6.989	1.9940	0.6470	0.0800	0.0060	0.0040
IEEE 118-bus	RMSE	$9.38 \cdot 10^{-5}$	0.0025	0.0015	$1.42 \cdot 10^{-4}$	0.0025	0.0015
	MAPE	0.02700	0.8410	0.4552	0.04030	0.8833	0.4542
	Time (s)	6.2018	3.5690	1.1384	0.07980	0.0065	0.0088

**Conclusion.** This paper presented the application of an Adaptive Neuro-Fuzzy Inference System (ANFIS) in on-line voltage stability assessment. The input features of the developed ANFIS model were the voltage magnitudes and phase angles obtained from the weak buses in the system. The problem of weak buses identification is formulated as an optimization problem and solved using Moth-Flam Optimization (MFO) algorithm. The ability of the developed ANFIS model to predict the voltage stability margin was carried out on IEEE 30-bus and IEEE 118-bus test systems. Three statistical performance indices of correlation coefficient ( $R$ ), root mean square error ( $RMSE$ ) and mean absolute percentage error ( $MAPE$ ) were considered to further assess the modeling performance. Through the comparison with MLP and RBF neural networks, the ANFIS model shows superiority in the accuracy of estimating the  $L_{mn}$  index.

#### REFERENCES

1. Modi P.K., Singh S.P., Sharma J.D. Voltage stability evaluation of power system with FACTS devices using fuzzy neural network. *Engineering Applications of Artificial Intelligence*, 2007, vol.20, no.4, pp. 481-491. doi: 10.1016/j.engappai.2006.08.003.
2. Larki F., Joorabian M., Meshgin Kelk H., Pishvaei M. Voltage Stability Evaluation of The Khuzestan Power System in Iran Using CPF Method and Modal Analysis. *2010 Asia-Pacific Power and Energy Engineering Conference*. doi: 10.1109/appecc.2010.5448825.
3. Xue Y., Manjrekar M., Lin C., Tamayo M., Jiang J.N. Voltage stability and sensitivity analysis of grid-connected photovoltaic systems. *2011 IEEE Power and Energy Society General Meeting*, Jul. 2011. doi: 10.1109/pes.2011.6039649.
4. Kojima T., Mori H. Development of nonlinear predictor with a set of predicted points for continuation power flow. *Electrical Engineering in Japan*, 2008, vol.163, no.4, pp. 30-41. doi: 10.1002/ej.20297.

5. Modarresi J., Gholipour E., Khodabakhshian A. A comprehensive review of the voltage stability indices. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 2016, vol.63, pp. 1-12. doi: 10.1016/j.rser.2016.05.010.
6. Zhou D.Q., Annakkage U.D., Rajapakse A.D. Online Monitoring of Voltage Stability Margin Using an Artificial Neural Network. *IEEE Transactions on Power Systems*, 2010, vol.25, no.3, pp. 1566-1574. doi: 10.1109/tpwrs.2009.2038059.
7. Chakrabarti S., Jeyasurya B. On-line voltage stability monitoring using artificial neural network. *2004 Large Engineering Systems Conference on Power Engineering (IEEE Cat. No.04EX819)*. doi: 10.1109/lesce.2004.1356271.
8. Jayasankar V., Kamaraj N., Vanaja N. Estimation of voltage stability index for power system employing artificial neural network technique and TCSC placement. *Neurocomputing*, 2010, vol.73, no.16-18, pp. 3005-3011. doi: 10.1016/j.neucom.2010.07.006.
9. Ashraf S.M., Gupta A., Choudhary D.K., Chakrabarti S. Voltage stability monitoring of power systems using reduced network and artificial neural network. *International Journal of Electrical Power & Energy Systems*, 2017, vol.87, pp. 43-51. doi: 10.1016/j.ijepes.2016.11.008.
10. Chakraborty K., De A., Chakrabarti A. Voltage stability assessment in power network using self organizing feature map and radial basis function. *Computers & Electrical Engineering*, 2012, vol.38, no.4, pp. 819-826. doi: 10.1016/j.compeleceng.2012.03.012.
11. Devaraj D., Preetha Roselyn J. On-line voltage stability assessment using radial basis function network model with reduced input features. *International Journal of Electrical Power & Energy Systems*, 2011, vol.33, no.9, pp. 1550-1555. doi: 10.1016/j.ijepes.2011.06.008.
12. Moghavvemi M., Yang S.S. ANN Application Techniques for Power System Stability Estimation. *Electric Machines & Power Systems*, 2000, vol.28, no.2, pp. 167-178. doi: 10.1080/073135600268441.
13. Hashemi S., Aghamohammadi M.R. Wavelet based feature extraction of voltage profile for online voltage stability assessment using RBF neural network. *International Journal of*

- Electrical Power & Energy Systems*, 2013, vol.49, pp. 86-94. doi: [10.1016/j.ijepes.2012.12.019](https://doi.org/10.1016/j.ijepes.2012.12.019).
14. Bedoya D.B., Castro C.A., da Silva L.C.P. A method for computing minimum voltage stability margins of power systems. *IET Generation, Transmission & Distribution*, 2008, vol.2, no.5, p. 676. doi: [10.1049/iet-gtd:20070194](https://doi.org/10.1049/iet-gtd:20070194).
15. Reddy M.J., Mohanta D.K. Adaptive-neuro-fuzzy inference system approach for transmission line fault classification and location incorporating effects of power swings. *IET Generation, Transmission & Distribution*, 2008, vol.2, no.2, p. 235. doi: [10.1049/iet-gtd:20070079](https://doi.org/10.1049/iet-gtd:20070079).
16. Senthil Kumar A., Rajasekar S., Raj P.A.-D.-V. Power Quality Profile Enhancement of Utility Connected Microgrid System Using ANFIS-UPQC. *Procedia Technology*, 2015, vol.21, pp. 112-119. doi: [10.1016/j.protcy.2015.10.017](https://doi.org/10.1016/j.protcy.2015.10.017).
17. Pappachen A., Fathima A.P. Load frequency control in deregulated power system integrated with SMES-TCPS combination using ANFIS controller. *International Journal of Electrical Power & Energy Systems*, 2016, vol.82, pp. 519-534. doi: [10.1016/j.ijepes.2016.04.032](https://doi.org/10.1016/j.ijepes.2016.04.032).
18. Sree Varshini G.Y., Raja S.C., Venkatesh P. Design of ANFIS Controller for Power System Stability Enhancement Using FACTS Device. *Power Electronics and Renewable Energy Systems*, 2014, pp. 1163-1171. doi: [10.1007/978-81-322-2119-7\\_113](https://doi.org/10.1007/978-81-322-2119-7_113).
19. Yabe K., Koda J., Yoshida K., Chiang K.H., Khedkar P.S., Leonard D.J., Miller N.W. Conceptual designs of AI-based systems for local prediction of voltage collapse. *IEEE Transactions on Power Systems*, 1996, vol.11, no.1, pp. 137-145. doi: [10.1109/59.485995](https://doi.org/10.1109/59.485995).
20. Berizzi A., Bovo C., Delfanti M., Merlo M., Pozzi M. A Neuro-Fuzzy Inference System for the Evaluation of Voltage Collapse Risk Indices. *Bulk Power System Dynamics and Control*, 2004, pp. 22-27.
21. Torres S.P., Peralta W.H., Castro C.A. Power System Loading Margin Estimation Using a Neuro-Fuzzy Approach. *IEEE Transactions on Power Systems*, 2007, vol.22, no.4, pp. 1955-1964. doi: [10.1109/tpwrs.2007.907380](https://doi.org/10.1109/tpwrs.2007.907380).
22. Modi P.K., Singh S.P., Sharma J.D. Voltage stability evaluation of power system with FACTS devices using fuzzy neural network. *Engineering Applications of Artificial Intelligence*, 2007, vol.20, no.4, pp. 481-491. doi: [10.1016/j.engappai.2006.08.003](https://doi.org/10.1016/j.engappai.2006.08.003).
23. Modi P.K., Singh S.P., Sharma J.D. Fuzzy neural network based voltage stability evaluation of power systems with SVC. *Applied Soft Computing*, 2008, vol.8, no.1, pp. 657-665. doi: [10.1016/j.asoc.2007.05.004](https://doi.org/10.1016/j.asoc.2007.05.004).
24. Mirjalili S. Moth-flame optimization algorithm: A novel nature-inspired heuristic paradigm. *Knowledge-Based Systems*, 2015, vol.89, pp. 228-249. doi: [10.1016/j.knosys.2015.07.006](https://doi.org/10.1016/j.knosys.2015.07.006).
25. Jang J.-S.R. ANFIS: adaptive-network-based fuzzy inference system. *IEEE Transactions on Systems, Man, and Cybernetics*, 1993, vol.23, no.3, pp. 665-685. doi: [10.1109/21.256541](https://doi.org/10.1109/21.256541).
26. Reddy M.J., Mohanta D.K. A Wavelet-neuro-fuzzy Combined Approach for Digital Relaying of Transmission Line Faults. *Electric Power Components and Systems*, 2007, vol.35, no.12, pp. 1385-1407. doi: [10.1080/15325000701426161](https://doi.org/10.1080/15325000701426161).
27. Chiu S.L. Fuzzy Model Identification Based on Cluster Estimation. *Journal of Intelligent and Fuzzy Systems*, 1994, vol.2, no.3, pp. 267-278. doi: [10.3233/IFS-1994-2306](https://doi.org/10.3233/IFS-1994-2306).
28. Chiu S. Method and software for extracting fuzzy classification rules by subtractive clustering. *Proceedings of North American Fuzzy Information Processing*, 1996, pp. 19-22. doi: [10.1109/nafigps.1996.534778](https://doi.org/10.1109/nafigps.1996.534778).
29. Alizadeh Mousavi O., Cherkaoui R. Investigation of P-V and V-Q based optimization methods for voltage and reactive power analysis. *International Journal of Electrical Power & Energy Systems*, 2014, vol.63, pp. 769-778. doi: [10.1016/j.ijepes.2014.06.060](https://doi.org/10.1016/j.ijepes.2014.06.060).
30. Milano F. *Continuation Power Flow Analysis*. In *Power System Modeling and Scripting*. Springer, Power Systems, 2010, pp. 103-130. doi: [10.1007/978-3-642-13669-6\\_5](https://doi.org/10.1007/978-3-642-13669-6_5).
31. Moghavvemi M., Faruque M.O. Estimation of voltage collapse from local measurement of line power flow and bus voltages. *PowerTech Budapest 1999*. Abstract Records. (Cat. No.99EX376). doi: [10.1109/ptc.1999.826508](https://doi.org/10.1109/ptc.1999.826508).
32. Zimmerman R.D., Murillo-Sanchez C.E., Thomas R.J. MATPOWER: Steady-State Operations, Planning, and Analysis Tools for Power Systems Research and Education. *IEEE Transactions on Power Systems*, 2011, vol.26, no.1, pp. 12-19. doi: [10.1109/tpwrs.2010.2051168](https://doi.org/10.1109/tpwrs.2010.2051168).
33. Chih-Wen Liu, Chen-Sung Chang, Mu-Chun Su. Neuro-fuzzy networks for voltage security monitoring based on synchronized phasor measurements. *IEEE Transactions on Power Systems*, 1998, vol.13, no.2, pp. 326-332. doi: [10.1109/59.667346](https://doi.org/10.1109/59.667346).
34. Hong Y.-Y. Voltage stability indicator for identification of the weakest bus/area in power systems. *IEE Proceedings – Generation, Transmission and Distribution*, 1994, vol.141, no.4, p. 305. doi: [10.1049/ip-gtd:19949985](https://doi.org/10.1049/ip-gtd:19949985).
35. Qin W., Zhang W., Wang P., Han X. Power system reliability based on voltage weakest bus identification. *2011 IEEE Power and Energy Society General Meeting*, Jul. 2011. doi: [10.1109/pes.2011.6039270](https://doi.org/10.1109/pes.2011.6039270).
36. Amroune M., Bourzami A., Bouktir T. Weakest Buses Identification and Ranking in Large Power Transmission Network by Optimal Location of Reactive Power Supports. *TELKOMNIKA Indonesian Journal of Electrical Engineering*, 2014, vol.12, no.10. doi: [10.11591/telkomnika.v12i10.6508](https://doi.org/10.11591/telkomnika.v12i10.6508).
37. Gopalakrishnan K., Ceylan H., Attoh-Okine N.O. (Eds.) *Intelligent and Soft Computing in Infrastructure Systems Engineering*. Studies in Computational Intelligence, Springer-Verlag BerlinHeidelberg, 2009. doi: [10.1007/978-3-642-04586-8](https://doi.org/10.1007/978-3-642-04586-8).

Received 24.10.2018

Arif Bourzami<sup>1</sup>,

Mohammed Amroune<sup>1</sup>,

Tarek Bouktir<sup>1</sup>,

<sup>1</sup> Department of Electrical Engineering,

University of Ferhat Abbas Setif,

1, 19000 Setif, Algeria.

phones +213658484840,

e-mail: arif.bourzami@yahoo.com,

mohammed\_amroune@univ-setif.dz,

tarek.bouktir@esrgroups.com

В.В. Кирик, О.С. Богомолова

## ОБҐРУНТУВАННЯ ОПТИМАЛЬНОГО МІСЦЯ ПІДКЛЮЧЕННЯ ДЖЕРЕЛА РОЗОСЕРЕДЖЕНОГО ГЕНЕРУВАННЯ ТА ЗНАЧЕННЯ ЙОГО ПОТУЖНОСТІ

*Розглянуто підхід до визначення потужності джерела розосередженого генерування (ДРГ) та оптимального місця його підключення для забезпечення мінімального значення втрат активної потужності в замкненій електричній мережі напругою 110 кВ. Виконано аналіз впливу потужності сонячної електростанції на режимні параметри мережі. Запропоновано критерій визначення значення потужності ДРГ в вузлах можливого підключення. Розроблено рекомендації до визначення оптимального вузла підключення джерела розосередженого генерування відповідної потужності. Бібл. 8, табл. 3, рис. 5.*

**Ключові слова:** джерела розподіленої генерації, поточкорозподіл, коефіцієнт завантаження трансформатора, втрати потужності, напруга, сонячна електростанція.

*Рассмотрен подход к определению мощности источника рассредоточенной генерации (ИРГ) и оптимального его подключения для обеспечения минимального значения потерь активной мощности в замкнутой электрической сети напряжением 110 кВ. Выполнен анализ влияния мощности солнечной электростанции на режимные параметры сети. Предложен критерий определения значения мощности ИРГ в узлах возможного подключения. Разработаны рекомендации к определению оптимального узла подключения источника рассредоточенного генерации соответствующей мощности. Библ. 8, табл. 3, рис. 5.*

**Ключевые слова:** источники распределенной генерации, потокораспределение, коэффициент загрузки трансформатора, потери мощности, напряжение, солнечная электростанция.

**Вступ.** В об'єднаній енергосистемі України, яка є системоутворюючою галуззю, відбуваються досить суттєві зміни. Централізований спосіб функціонування електроенергетичної системи вичерпав свої резерви. Затратно-екстенсивний принцип сировинної (передусім вуглецеві та уранові) енергетики привів галузь до невідворотно зростаючих витрат на підтримання параметрів електрообладнання і мереж в межах їх експлуатаційної надійності.

Позитивні зміни в розвитку традиційної енергетики безперечно на мінімальній межі і подальше функціонування може проходити в напрямку: остаточного розвалення та досягнення точки невідновлення і руйнування енергосистеми; або у напрямку якісного переформатування структури та філософії функціонування електроенергетики, орієнтація на безресурсну генерацію відновлювальних джерел енергії (ВДЕ) на принципах віртуалізації, з впровадженням самокерованих на локальних рівнях «розумних мереж», з розбудовою розподільних мереж на основі впровадження нових рівнів напруг для зменшення втрат потужності, удосконаленням та розвитком топології мереж.

Світовий досвід показує, що зі збільшенням частки розподіленої генерації, в тому числі і на основі відновлюваних джерел енергії, виникає необхідність вирішення ряду проблем: стохастичного характеру виробництва електроенергії, забезпечення надійної роботи об'єктів розподіленої генерації (РГ) у складі електроенергетичної системи зі зміною підходів до режимно-технологічного проектування, планування і управління нею, регулювання частоти та напруги об'єктами РГ, забезпечення надійності і якості електропостачання споживачів, забезпечення стійкої роботи джерел розосередженого генерування (ДРГ). В Україні ці проблеми пов'язані, з одного боку, зі станом, експлуатацією та особливостями побудови електричних мереж, з іншого – особливостями функціонування самого ДРГ в нормальних і аварійних умовах.

Введення ДРГ має суттєвий вплив на роботу ОЕС і вимагає скоординованої роботи системних операторів магістральних, районних та розподільних мереж при плануванні та моніторингу режимів роботи в реальному часі [1].

Ще однією проблемою, яка виникає на етапі проектування, являється вибір оптимального місця підключення ДРГ до електричної мережі, оскільки даний фактор значно впливає на втрати потужності в мережі в цілому. Бажання споживача щодо введення потужності ДРГ не завжди співпадають з технічними можливостями мережі. Різниця між втратами потужності, у випадку, коли ДРГ підключено в найбільш оптимальному, і найменш оптимальному вузлах, може перевищувати 10 % [2].

В останні десятиліття багато авторів запропонували нові методи оптимізації пошуку місця та потужності джерела РГ. Дослідники [5] розглядали проблему пошуку місця встановлення ДРГ використовуючи генетичний алгоритм для мінімізації потоку активної потужності по ділянках мережі. В роботі [6] поєднано два методи пошуку розміщення джерел з суміщенням генетичного алгоритму та імітаційного мета-евристичного методу відбору. Автори [7] застосували алгоритм табу пошуку (локального пошуку) для одночасного пошуку місця встановлення джерела РГ зі встановленням в мережі джерела реактивної потужності. В роботі [8] запропонували метод оптимізації на основі колонії мурах як засіб вирішення пошуку місць та потужності ДРГ. Для даного методу цільова функція мінімізувалась виходячи із загальної вартості мережі.

Однак визначення оптимального місця встановлення та потужності джерел ДРГ є не до кінця дослідженим питанням, адже замість очікуваного покращення параметрів електричної мережі у багатьох випадках спостерігається їх погіршення. У зв'язку з цим, в роботі розглянуто дві важливі задачі при введенні

© В.В. Кирик, О.С. Богомолова



ДРГ, а саме – пошук оптимальної потужності та місця встановлення джерела.

**Мета роботи** полягає в обґрунтуванні вибору оптимального місця підключення джерела розосередженого генерування та значення його потужності для забезпечення мінімальної величини втрат активної потужності в мережі.

У розподільчих мережах зниження напруги відбувається вздовж напрямку електропостачання споживачів, від головної ділянки лінії електропередачі (ЛЕП) до її кінця. Після встановлення ДРГ в такій електричній мережі відбувається зниження навантаження живильного фідера, а напруга вздовж ЛЕП може збільшуватися. Важливими при цьому є коефіцієнт потужності ДРГ. Величина зміни напруги залежить від місць встановлення ДРГ, їхньої потужності та  $\cos\varphi$  (генерація або споживання) [3].

Слід також зазначити, що активне та реактивне навантаження вузлів змінюється з часом, що в свою чергу викликає певні коливання рівня напруги в мережі. У напрямку від головної ділянки до кінця ЛЕП коливання напруги, як правило, збільшується. Якщо навантаження сконцентровано в основному біля кінця ЛЕП або віддалено від балансуєчого пункту, то рівень напруги буде коливатися більш інтенсивно [4].

Введення ДРГ в електричну мережу призводить до зміни її режимних параметрів: відбувається перерозподіл потужностей по ЛЕП і відповідно зміна профілю напруги в мережі. Важливими при цьому є місце, тобто вузол підключення ДРГ, та її потужність.

Встановлення ДРГ в замкненій районній електричній мережі (РЕМ) зі випадковою зміною потужності генерування може змінювати напрямки потоків потужності. При попередньому визначенні вузла підключення ДРГ та її потужності необхідно враховувати три можливі ситуації щодо вузлового навантаження і потужності ДРГ в районній електричній мережі:

1. Власне навантаження кожного вузла в мережі більше або дорівнює вихідній потужності ДРГ, підключених до цього вузла.

2. В РЕМ існує щонайменше один вузол, де вихідна потужність ДРГ більша, ніж власне навантаження цього вузла, але сумарна потужність ДРГ даної РЕМ у цілому менша, ніж її сумарне навантаження.

3. В мережі існує щонайменше один вузол, де вихідна потужність ДРГ більша, ніж власне навантаження цього вузла і сумарна потужність ДРГ даної мережі в цілому більша, ніж її сумарне навантаження.

У першому випадку встановлені ДРГ в мережі будуть впливати на зменшення втрат потужності в мережі. У другому випадку ДРГ можуть перманентно збільшувати втрати потужності у деяких ЛЕП мережі, але, в цілому, сумарні втрати потужності в РЕМ знижуються. У третьому випадку сумарні втрати потужності всієї мережі будуть більше, ніж до встановлення ДРГ.

Таким чином, встановлення ДРГ може як збільшувати, так і зменшувати втрати потужності в РЕМ, що в основному залежить від вузлів підключення в мережі, потужності ДРГ в мережі, їхнього коефіцієнта потужності, а також від топології мережі.

Для обґрунтування доцільності оптимального введення потужності ДРГ у вузли замкненої електричної мережі розроблено стартап-проект, основною ідеєю якого є розбудова існуючої електричної мережі шляхом підключення до неї нової підстанції з метою надання послуги з надійного постачання електричної енергії споживачам та порівняння можливих схем підключення підстанції до мережі з конкурентними варіантами, що мають схожі техніко-економічні показники. Таким чином, проведені розрахунки режимних параметрів п'яти тестових 8-ми вузлових замкнутих мереж напругою 110 кВ різної конфігурації та виконано аналіз впливу джерел розподіленого генерування на режим роботи мережі. При цьому розглянуто варіанти підключення ДРГ з можливою потужністю генерації в діапазоні від 13 до 31 МВт з кроком 2 МВт для кожного з вузлів схеми. У якості умовного джерела розподіленого генерування обрано сонячну фотоелектричну станцію (СЕС) при умові прийнятних погодних та територіальних факторів її функціонування в мережі, тобто розглянуто вплив генерації на системні режимні параметри, такі як напруга у вузлах та втрати потужності в лініях, без врахування стохастичного характеру потужності.

Аналіз режимних параметрів виконувався в межах 80 усталених режимів роботи, розрахованих в програмному середовищі DigSilent Power Factory, для кожної з п'яти електричних мереж.

На рис. 1 представлена одна із п'яти схем електричної мережі, для яких виконувався аналіз режимних параметрів при введенні розподіленої генерації в вузли мережі.

В табл. 1 представлені значення номінальних напруг та потужностей трансформаторів, установлених в вузлах мережі, представленої схеми.

Таблиця 1

Параметри трансформаторів у вузлах мережі

№ вузла	1	2	3	4
$U_{tr}$ , кВ	110/35/10	110/35/10	110/35/10	110/35/10
$S_{tr}$ , МВА	25	10	10	16
№ вузла	5	6	7	8
$U_{tr}$ , кВ	110/10	110/35/10	110/35/10	110/35/10
$S_{tr}$ , МВА	10	16	10	16

В табл. 2 для вибіркової потужностей (13, 23 та 31 МВт) сонячної електростанції в вузлах мережі представлені розрахункові рівні напруг при значенні напруги на рівні 115 кВ в балансуєчому пункті «0» (БП).

З табл. 2 видно, що зміна потужності генерації в прийнятих межах не викликає понаднормативних відхилень напруги в вузлах в нормальному режимі, а втрати в мережі внаслідок зміни потоків потужності мають характерні зміни.

На основі даних моделювання режимів отримані наступні графічні залежності активних (рис. 2) та реактивних (рис. 3) втрат потужності від завантаження трансформаторів у вузлах мережі, а також залежність втрат активної потужності від потужності генерації (рис. 4).

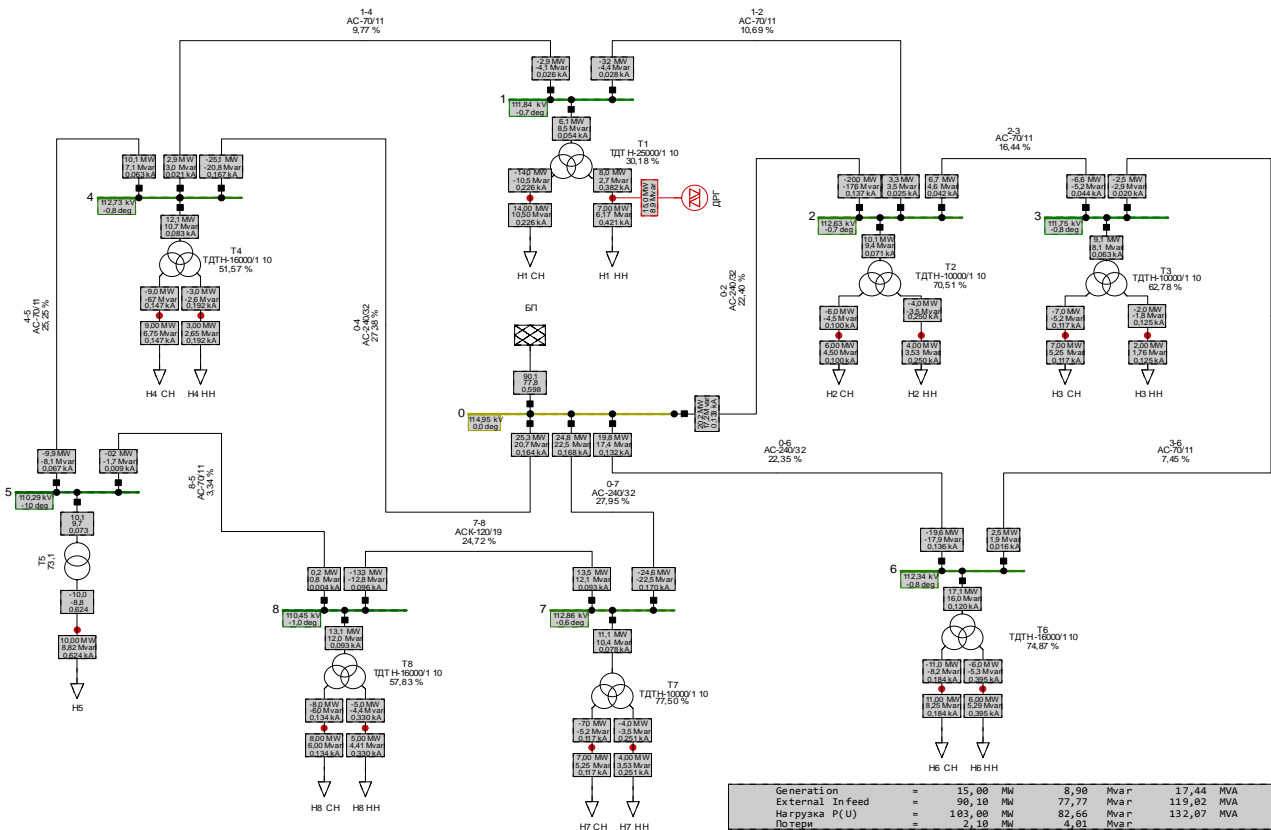


Рис. 1. Розрахункова модель схеми електричної мережі з ДРГ у першому вузлі в програмному середовищі DigSilent Power Factory

Таблиця 2

Значення напруги у вузлах схеми 110 кВ

$P_{СЕС}$	Пункт, у якому підключено СЕС	$U_1$ , кВ	$U_2$ , кВ	$U_3$ , кВ	$U_4$ , кВ	$U_5$ , кВ	$U_6$ , кВ	$U_7$ , кВ	$U_8$ , кВ
0 МВт	—	109.6	111.91	111.24	112.2	109.95	112.17	112.8	110.27
13 МВт	1	111.56	112.54	111.68	112.67	110.25	112.32	112.85	110.43
	2	110.2	112.84	111.9	112.32	110.03	112.39	112.81	110.31
	3	110.01	112.55	112.84	112.28	110.00	112.75	112.81	110.29
	4	110.04	112.03	111.32	113	110.47	112.19	112.89	110.54
	5	109.88	111.98	111.29	112.72	112.21	112.18	113.22	111.54
	6	109.75	112.14	111.86	112.22	109.97	113.41	112.9	110.28
	7	109.64	111.92	111.24	112.28	110.37	112.17	113.64	110.93
	8	109.75	111.95	111.26	112.48	111.24	112.18	113.48	112.32
23 МВт	1	112.9	112.95	112	112.98	110.45	112.41	112.88	110.53
	2	110.54	113.4	112.3	112.4	110.07	112.5	112.82	110.32
	3	110.24	112.92	113.84	112.32	110.03	113.07	112.81	110.3
	4	110.32	112.1	111.37	113.54	110.8	112.2	112.94	110.71
	5	110.06	112.03	111.32	113.05	113.74	112.2	113.48	112.36
	6	109.8	112.28	112.26	112.23	109.97	114.21	112.8	110.28
	7	109.67	111.92	111.24	112.32	110.61	112.17	114.12	111.32
	8	109.84	111.97	111.27	112.65	112.08	112.18	113.9	113.68
31 МВт	1	113.9	113.27	112.19	113.2	110.59	112.48	112.9	110.6
	2	110.77	113.77	112.54	112.42	110.09	112.57	112.82	110.33
	3	110.39	113.16	114.52	112.34	110.04	113.28	112.81	110.31
	4	110.51	112.15	111.4	113.9	111.03	112.21	112.97	110.83
	5	110.18	112.08	111.34	113.29	114.85	112.19	113.67	112.98
	6	109.89	112.37	112.53	112.34	109.98	114.76	112.8	110.28
	7	109.68	111.92	111.24	112.35	110.76	112.17	114.44	111.58
	8	109.9	111.98	111.28	112.77	112.66	112.18	114.2	114.6

На рис. 2, 3 в першому вузлі спостерігається нехарактерний для інших вузлів різкий спад кривої втрат потужності. Такий характер кривої викликаний тим, що при найбільшій потужності трансформатора в даному пункті мережі (по лініях живлення вузла перетікають значні потоки потужності) при збільшенні потужності СЕС відбувається суттєве розвантаження

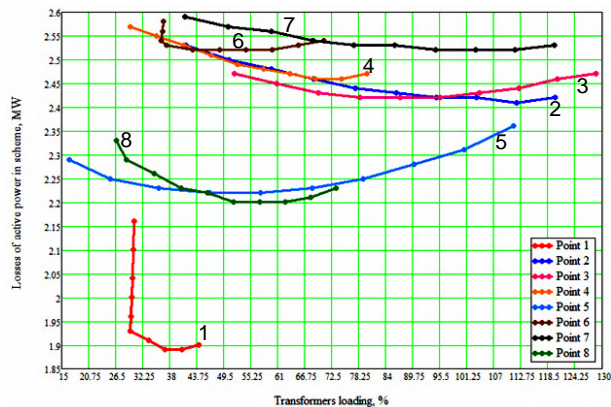


Рис. 2. Залежність втрат активної потужності від навантаження трансформатора

трансформатора та зменшення потоків потужності по лініях і, як наслідок, зниження втрат потужності в них та підвищення рівня напруги у вузлі.

В табл. 3. представлено значення втрат активної та реактивної потужності в мережі при завантаженні трансформаторів у вузлах для вибіркового значень потужності СЕС.

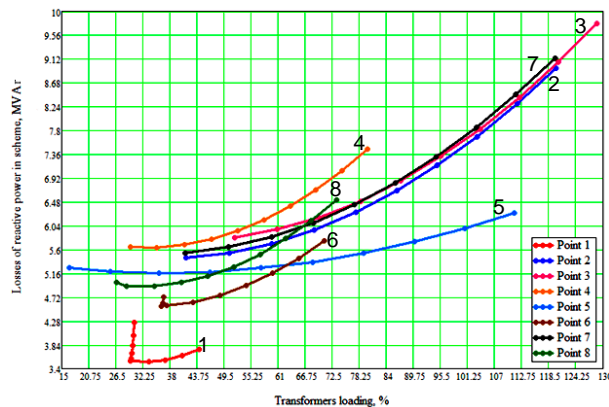


Рис. 3. Залежність втрат реактивної потужності від завантаження трансформатора

Таблиця 3

Втрати потужності в мережі та завантаження трансформаторів

$P_{СЕС}$	Пункт, у якому підключено СЕС	Втрати потужності в схемі		Завантаження трансформаторів, %							
		$\Delta P_{\Sigma}$ , МВт	$\Delta Q_{\Sigma}$ , МВАр	1	2	3	4	5	6	7	8
0 МВт	–	2.81	7.23	59.78	71.01	63.09	51.83	73.3	75	77.55	57.93
13 МВт	1	2.16	4.26	30.35	70.58	62.82	51.6	73.1	74.89	77.51	57.85
	2	2.53	5.45	59.43	41.42	62.69	51.77	73.3	74.84	77.54	57.91
	3	2.47	5.82	59.54	70.57	51.75	51.79	73.3	74.58	77.54	57.92
	4	2.57	5.65	59.53	70.93	63.04	29.65	73	74.96	77.48	57.78
	5	2.29	5.27	59.62	70.96	63.06	51.58	16.6	74.99	77.23	57.23
	6	2.58	4.72	59.69	70.85	62.71	51.82	73.3	36.68	77.54	57.93
	7	2.59	5.54	59.75	71.01	63.09	51.79	73.0	75	41.31	57.57
	8	2.33	4.99	59.69	70.99	63.07	51.69	72.4	75	77.03	26.6
23 МВт	1	1.93	3.54	29.63	70.29	62.64	51.46	73	74.82	77.5	57.79
	2	2.43	6.68	59.23	86.15	62.46	51.74	73.3	74.75	77.53	57.9
	3	2.42	7.32	59.41	70.31	95.57	51.77	73.3	74.34	77.54	57.92
	4	2.48	6.15	59.36	70.88	63	58	72.7	74.97	77.44	57.89
	5	2.23	5.37	59.5	70.93	63.04	51.42	68.3	74.98	77	56.78
	6	2.52	4.75	59.64	70.75	62.48	51.81	73.3	48.64	77.54	57.93
	7	2.53	6.83	59.74	71	63.1	51.77	72.9	75	85.95	57.35
	8	2.2	5.28	59.64	70.1	63.07	51.61	71.9	74.99	76.72	51.61
31 МВт	1	1.9	3.76	44.19	70.08	62.52	51.35	72.9	74.77	77.47	57.75
	2	2.42	8.95	59.1	120.06	62.31	51.72	73.2	74.71	77.53	57.9
	3	2.48	9.77	59.32	70.15	128.7	51.76	73.3	74.19	77.54	57.91
	4	2.47	7.45	59.25	70.84	62.99	79.96	72.6	74.97	77.42	57.62
	5	2.36	6.28	59.44	70.91	63.03	51.31	111.1	74.98	76.89	56.46
	6	2.54	5.76	59.61	70.69	82.32	51.81	73.3	70.79	77.55	57.93
	7	2.53	9.13	59.74	71	68.08	51.76	72.8	75	119.81	27.21
	8	2.23	6.52	59.61	70.96	63.06	51.56	71.5	74.99	76.5	73.38

За наявності в мережі СЕС, втрати активної потужності знижуються зі збільшенням потужності генерації, за виключенням найбільш віддалених вузлів від балансуєного пункту БП «0», в яких зменшення втрат має місце приблизно до 60 % завантаження трансформаторів. При значних перевантаженнях трансформаторів (до 130 %) має місце збільшення втрат реактивної потужності в порівнянні з втратами в мережі без потужності СЕС.

Залежність активних втрат потужності в мережі від завантаження трансформаторів має нелінійний характер. Для кожного вузла при одному значенні завантаження трансформатора активні втрати відрізняються. При нижчому коефіцієнті завантаження мають місце менші втрати реактивної потужності. При підвищенні завантаження трансформаторів швидкість збільшення реактивних втрат вища, ніж активних.

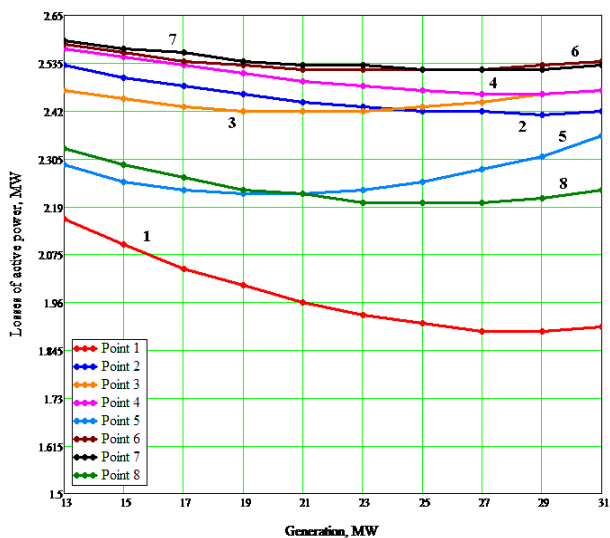


Рис. 4. Залежність втрат активної потужності від потужності генерації

Незалежно від місця підключення і потужності генерації СЕС втрати активної потужності в мережі однозначно знижуються в порівнянні з втратами в мережі без введення СЕС. В представленій на рис. 1 мережі маємо два вузли 1 та 5, в яких спостерігається поточкорозподіл потужності, тобто потоки потужності по лініях, які живлять вузли, направлені до них від балансуєчого пункту.

В вузлі 1 навантаження найбільше в порівнянні з іншими вузлами і складає 21 % від навантаження мережі (рис. 5). При цьому оптимальна потужність генерації СЕС, яка може бути введена у вузол, повинна становити приблизно 29 МВт при втратах потужності на рівні  $\Delta S = 1.89 - j3.64$  МВА, значення яких є найменшим в порівнянні з втратами при підключенні СЕС в інші вузли. В розрахунковому режимі без введення генерації в мережі втрати потужності знаходяться на рівні  $\Delta S = 2.81 - j7.23$  МВА.

У вузлі 5 навантаження складає 10.2 % від сумарного навантаження в мережі. Оптимальна потужність генерації СЕС, яка може бути введена у вузол 5, повинна становити приблизно 19 МВт, при цьому втрати потужності будуть знаходитися на рівні  $\Delta S = 2.22 - j5.18$  МВА.

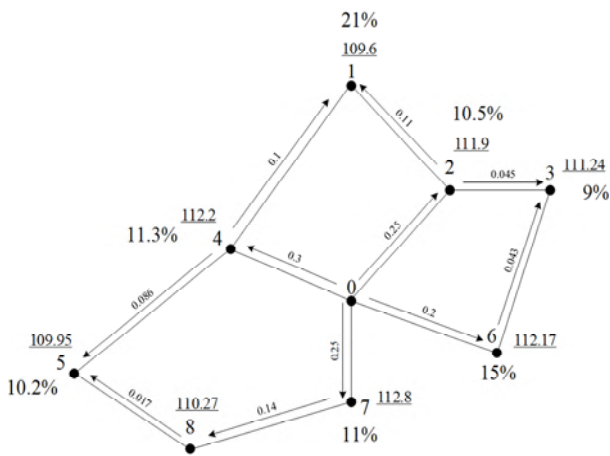


Рис. 5. Схема електричної мережі 110 кВ з коефіцієнтами поточкорозподілу потужності

Таким чином, для досліджуваних восьмивузлових замкнених мереж напругою 110 кВ виявлена закономірність, яка підтверджує, що оптимальним вузлом для підключення ДРГ є вузол, в якому має місце поточкорозподіл потужності. При наявності декількох таких вузлів у мережі оптимальним з них для підключення є вузол з максимальним навантаженням. Оптимальна потужність СЕС у вузлі не повинна перевищувати 110 % потужності встановленого трансформатора.

#### Висновки.

Оптимальним місцем підключення джерела розосередженого генерування в замкненій електричній мережі напругою 110 кВ, для забезпечення мінімального значення втрат активної потужності, можна вважати вузол поточкорозподілу потужності з найбільшою часткою його струму від балансуєчого пункту.

За оптимальне значення потужності ДРГ у визначеному вузлі можна прийняти потужність, що перевищує не більше ніж на 10 % сумарну потужність встановлених в ньому трансформаторів.

Запропонований підхід дасть змогу виконати попередню оцінку місця встановлення ДРГ та значення її потужності не витрачаючи для цього занадто часу для виконання великих об'ємів багатоваріантних розрахунків режимів роботи мережі.

#### СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Pepermans G., Driesen J., Haeseldonckx D., Belmans R., D'haeseleer W. Distributed generation: definition, benefits and issues // *Energy Policy*. – 2005. – vol.33. – no.6. – pp. 787-798. doi: 10.1016/j.enpol.2003.10.004.
2. Кириленко О.В., Павловський В.В., Лук'яненко Л.М. Технічні аспекти впровадження джерел розподіленої генерації в електричних мережах // *Технічна електродинаміка*. – 2011. – №1. – С. 46-53.
3. Haesen E., Espinoza M., Pluymers B., Goethals I., Thong V.V., Driesen J., Belmans R., De Moor B. Optimal placement and sizing of distributed generator units using genetic optimization algorithms // *Electrical Power Quality and Utilisation*. – 2005. – vol.11. – iss.1. – pp. 97-104.
4. Gandomkar M., Vakilian M., Ehsan M. A combination of genetic algorithm and simulated annealing for optimal DG allocation in distribution networks // *Canadian Conference on Electrical and Computer Engineering*. – 2005. – pp. 645-648. doi: 10.1109/ccece.2005.1557013.
5. Golshan M.E.H., Ali Arefifar S. Optimal allocation of distributed generation and reactive sources considering tap positions of voltage regulators as control variables // *European Transactions on Electrical Power*. – 2007. – vol.17. – no.3. – pp. 219-239. doi: 10.1002/etep.130.
6. Falaghi H., Haghifam M.-R. ACO Based Algorithm for Distributed Generation Sources Allocation and Sizing in Distribution Systems // *2007 IEEE Lausanne Power Tech*. – Jul. 2007. doi: 10.1109/pct.2007.4538377.
7. Кириленко О.В., Трач І.В. Технічні особливості функціонування енергосистем при інтеграції джерел розподіленої генерації // *Праці Інституту електродинаміки Національної академії наук України*. – 2009. – №24. – С. 3-7.
8. Keane A., O'Malley M. Optimal Allocation of Embedded Generation on Distribution Networks // *IEEE Transactions on Power Systems*. – 2005. – vol.20. – no.3. – pp. 1640-1646. doi: 10.1109/tpwrs.2005.852115.

#### REFERENCES

1. Pepermans G., Driesen J., Haeseldonckx D., Belmans R., D'haeseleer W. Distributed generation: definition, benefits and



- issues. *Energy Policy*, 2005, vol.33, no.6, pp. 787-798. doi: **10.1016/j.enpol.2003.10.004**.
2. Kyrylenko O.V., Pavlovskiy V.V., Lukianenko L.M. Technical aspects of adoption of distributed generation sources in electric mains. *Technical Electrodynamics*, 2011, no.1, pp. 46-53. (Ukr).
  3. Haesen E., Espinoza M., Pluymers B., Goethals I., Thong V.V., Driesen J., Belmans R., De Moor B. Optimal placement and sizing of distributed generator units using genetic optimization algorithms. *Electrical Power Quality and Utilisation*, 2005, vol.11, iss.1, pp. 97-104.
  4. Gandomkar M., Vakilian M., Ehsan M. A combination of genetic algorithm and simulated annealing for optimal DG allocation in distribution networks. *Canadian Conference on Electrical and Computer Engineering*, 2005, pp. 645-648. doi: **10.1109/ccece.2005.1557013**.
  5. Golshan M.E.H., Ali Arefifar S. Optimal allocation of distributed generation and reactive sources considering tap positions of voltage regulators as control variables. *European Transactions on Electrical Power*, 2007, vol.17, no.3, pp. 219-239. doi: **10.1002/etep.130**.
  6. Falaghi H., Haghifam M.-R. ACO Based Algorithm for Distributed Generation Sources Allocation and Sizing in Distribution Systems. *2007 IEEE Lausanne Power Tech.*, Jul. 2007. doi: **10.1109/pct.2007.4538377**.
  7. Kyrylenko O.V., Trach I.V. The technical features of the power systems functioning with integrating sources of distributed generation. *Works of the Institute of Electrodynamics of the National Academy of Sciences of Ukraine*, 2009, no.24, pp. 3-7. (Ukr).
  8. Keane A., O'Malley M. Optimal Allocation of Embedded Generation on Distribution Networks. *IEEE Transactions on Power Systems*, 2005, vol.20, no.3, pp. 1640-1646. doi: **10.1109/tpwrs.2005.852115**.

Надійшла (received) 14.02.2019

Кирик Валерій Валентинович<sup>1</sup>, д.т.н., проф.,  
 Богомолова Оксана Сергіївна<sup>1</sup>, асистент,  
<sup>1</sup> Національний технічний університет України  
 «Київський політехнічний інститут імені Ігоря Сікорського»,  
 03056, Київ, пр. Перемоги, 37,  
 тел./phone +380 44 4068234;  
 e-mail: vkyryk@ukr.net, BohomolovaOS@ukr.net

V.V. Kyryk<sup>1</sup>, O.S. Bohomolova<sup>1</sup>  
<sup>1</sup> National Technical University of Ukraine «Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute»,  
 37, Prosp. Peremohy, Kyiv, Ukraine, 03056.

**Justification of optimal location of connection of the distributed generation source and value of its power.**

**Goal.** To analyze the options for the development of the 110 kV electricity network with sources of distributed generation.

*Establishing the relationship between power of the source of distributed generation with the voltage changes in the nodes and transformer active power losses change. To provide the minimum value of network active power loss the authors justify the conditions for optimal connection of the source of distributed generation and value of its power. Methodology.* The authors have used the DigSilent Power Factory software environment to create a 110 kV network model and have made a series of simulation of the network operating modes with solar power plants. **Results.** Based on the operational parameters it is established that the change in power generation in the accepted limits normally does not lead to abnormal voltage variations in the nodes, with power losses having characteristic changes due to alterations in the network of power flows. In the network with solar power plants, the transformer losses of active power is reduced with increasing generation power, except for the most remote nodes from the balancing point, in which losses reduction takes place with load of transformers approximately up to 60 %. At significant overloads of transformers (up to 130 %) there is reactive power losses increasing in comparison with losses in the network without solar power plants. The dependence of active power losses in the network on the load of transformers has a nonlinear character. For each node at one value of transformer load the active losses are different. Less reactive power losses occur at lower load ratios of transformer. When increasing the load of transformers, the rate of increase in reactive losses is higher than the active ones. Also for closed networks with voltage of 110 kV it has been found that the optimal node for connecting the distributed generation is a node with a flow division of power. If there are several such nodes in the network, the optimal one for connecting is the node with the maximum load. The optimal power of the solar station in the node should not exceed 110 % of the installed transformer's power. **Originality.** For the first time the dependence between the place of the best connection source of the distributed generation with the point of flow distribution with the greatest current fraction from network balancing point was established. In this case the power of the source of distributed generation must not exceed 10 % of the total power of the transformers in this node. **Practical significance.** We have obtained reasonable conditions for connecting source of distributed generation to a closed electric network of 110 kV without performing large volumes of mode calculations. Namely, the optimal connection point is the point of flow distribution with the greatest current fraction from network balancing point. References 8, tables 3, figures 5.

**Key words:** source of distributed generation, flow distribution, load factor of transformer, power losses, voltage, power factory, solar power station.

В.Г. Ягуп, Е.В. Ягуп

## ИССЛЕДОВАНИЕ РЕЖИМОВ ПОЛНОЙ КОМПЕНСАЦИИ РЕАКТИВНОЙ МОЩНОСТИ В ТРЕХФАЗНОЙ СИСТЕМЕ ЭЛЕКТРОСНАБЖЕНИЯ

*Розглядається рішення задачі визначення параметрів режимів повної компенсації реактивної потужності для трифазної системи з лінійним несиметричним навантаженням. Дослідження, проведені за допомогою SimPowerSystems-моделі і методу деформованого багатогранника, показали, що в залежності від початкових умов для змінних оптимізації, процес оптимізації може призводити до двох різних рішень. Основний режим повної компенсації характеризується істотним зменшенням втрат в системі. Другий же, додатковий режим повної компенсації може характеризуватися неприйнятними на практиці зростанням струмів і напруг в системі електропостачання. Бібл. 10, табл. 1, рис. 6.*

**Ключові слова:** реактивна потужність, компенсатор реактивної потужності, пошукова оптимізація, візуальна модель, трифазна система електропостачання.

*Рассматривается решение задачи определения параметров режимов полной компенсации реактивной мощности для трехфазной системы с линейной несимметричной нагрузкой. Исследования, проведенные с помощью SimPowerSystems-модели и метода деформируемого многогранника, показали, что в зависимости от начальных условий для переменных оптимизации, процесс оптимизации может приводить к двум различным решениям. Основной режим полной компенсации характеризуется существенным уменьшением потерь в системе. Второй же, дополнительный режим полной компенсации может характеризоваться неприемлемыми на практике возрастаниями токов и напряжений в системе электроснабжения. Библ. 10, табл. 1, рис. 6.*

**Ключевые слова:** реактивная мощность, компенсатор реактивной мощности, поисковая оптимизация, визуальная модель, трехфазная система электроснабжения.

**Введение. Постановка проблемы и обоснование ее актуальности.** Симметрирование токов и напряжений в трехфазных системах является одним из важнейших средств повышения качества электроснабжения и представляет собой актуальную задачу на современном этапе [1, 2]. Благодаря симметрированию уравниваются амплитуды токов в фидерах системы электроснабжения, что способствует равномерной загрузке источников электроэнергии. Кроме того, снижаются амплитуды токов в ЛЭП, что в свою очередь означает уменьшение потерь на передачу электроэнергии, а, следовательно, обеспечивается повышение коэффициента полезного действия [3]. Оптимальным во всех указанных отношениях является режим полной компенсации реактивной мощности, под которым будем подразумевать такой симметричный режим, при котором от источника потребляется исключительно активная мощность. Реактивная составляющая потребляемой от источника мощности при этом становится равной нулю, что возможно, когда от источника отбирается синусоидальный ток, совпадающий по фазе с синусоидой генерируемого источником синусоидального напряжения. Таким образом, в режиме полной компенсации реактивной мощности коэффициент мощности достигает максимального единичного значения [6]. Для трехфазной системы электроснабжения режим полной компенсации реактивной мощности должен быть распространен на все три источника электрической энергии одновременно.

**Обзор последних публикаций по теме.** Результаты решения задачи симметрирования не приводят к оптимальному режиму, и она может быть решена в пространстве линейных операторов [1, 2]. При решении задачи полной компенсации реактивной мощности к системе линейных уравнений добавляются условия полной компенсации реактивной мощности

в источниках, и эти условия являются нелинейными. Поэтому в [1, 2], равно как и в других источниках [3-5] эта задача не нашла полного разрешения. В общем случае решение задачи полной компенсации реактивной мощности при указанных условиях возможно лишь при помощи оптимизационных методов, что показано в [6]. Используемый в [6] метод поисковой оптимизации позволяет найти режимные параметры для случая полной компенсации реактивной мощности с помощью визуальной модели и метода деформируемого многогранника [7]. Такой общий подход открывает возможности исследования режимов компенсации реактивной мощности для систем электроснабжения любой конфигурации и вариации параметров сети и нагрузки.

**Целью статьи** является исследование режимов в трехфазной системе электроснабжения с линейной несимметричной нагрузкой для выявления неоднозначности решения задачи синтеза параметров компенсатора в режимах полной компенсации реактивной мощности.

**Изложение оригинального материала статьи.** Рассматривается обобщенная трехфазная система электроснабжения, приведенная на рис. 1.

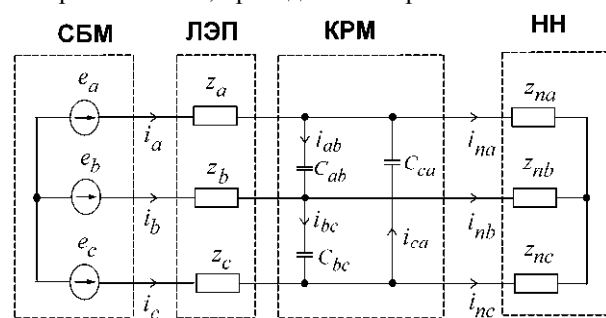


Рис. 1. Принципиальная схема обобщенной трехфазной системы электроснабжения

© В.Г. Ягуп, Е.В. Ягуп

Сеть бесконечной мощности (СБМ) представлена источниками синусоидального напряжения  $e_a$ ,  $e_b$  и  $e_c$ . Линии электропередачи (ЛЭП) в виде комплексных сопротивлений  $z_a$ ,  $z_b$  и  $z_c$  подводят энергию к несимметричной нагрузке (НН) в виде звезды комплексных сопротивлений индуктивного характера  $z_{na}$ ,  $z_{nb}$  и  $z_{nc}$ . Компенсатор реактивной мощности (КРМ) представлен конденсаторами  $C_{ab}$ ,  $C_{bc}$ ,  $C_{ca}$ , включаемыми параллельно нагрузке.

Определение емкостей этих конденсаторов представляет собой задачу синтеза параметров компенсатора при условии полной компенсации реактивной мощности.

**Основной материал исследования.** Решение поставленной задачи осуществим с использованием визуальной модели и поисковой оптимизации в расширении SimPowerSystem (SPS) системы компьютерной математики MATLAB. На рис. 2 изображена визуальная модель системы электроснабжения.

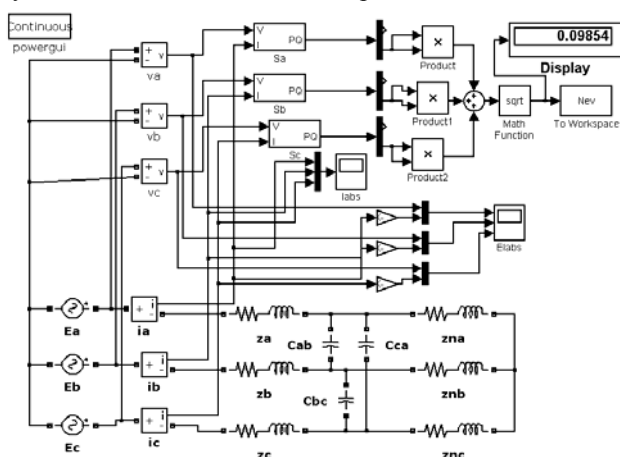


Рис. 2. Визуальная модель трехфазной системы электроснабжения

Ее вид при использовании элементов библиотеки компонентов SimPowerSystem практически совпадает с изображением принципиальной схемы (рис. 1).

Дополнительно введены виртуальные измерители токов  $i_a$ ,  $i_b$  и  $i_c$  в ЛЭП. Амплитуды напряжений источников приняты равными 100 В, частота напряжений – 50 Гц,  $\omega = 100\pi$ .

Комплексные сопротивления всех ЛЭП приняты равными  $z_a = z_b = z_c = 0.1 + j\omega 0.001$  Ом. Комплексные сопротивления нагрузок:  $z_{na} = (0.7 + j\omega 0.005)$  Ом;  $z_{nb} = (1 + j\omega 0.01)$  Ом;  $z_{nc} = (2 + j\omega 0.04)$  Ом. При указанных параметрах режим питания несимметричной нагрузки характеризуется несимметричными токами, протекающими в ЛЭП:

$$i_a = 19.156 - j24.99 = 31.494e^{j(-52.536^\circ)} \text{ A};$$

$$i_b = -25.84 + j17.11 = 30.995e^{j(146.495^\circ)} \text{ A};$$

$$i_c = 6.69 + j7.89 = 10.342e^{j(49.705^\circ)} \text{ A}.$$

Виртуальные измерители активных и реактивных мощностей, определяющие режим источников, дают следующие показания для полных мощностей, отдаваемых источниками:

$$S_a = (957.82 + j1249.88) \text{ VA};$$

$$S_b = (-94.75 + j1546.84) \text{ VA};$$

$$S_c = (174.35 + j486.81) \text{ VA}.$$

Эти показатели определяют следующие значения коэффициентов мощности для каждого из источников электроэнергии:

$$\cos \varphi_a = 0.608; \cos \varphi_b = -0.061; \cos \varphi_c = 0.337.$$

Режим задачи для первого режима полной компенсации реактивной мощности осуществляется с использованием визуальной модели, которая дополняется вычислительными элементами для определения значения целевой функции. Выбор самой целевой функции диктуется постановкой задачи полной компенсации реактивной мощности для каждого из источников электроэнергии.

Выражение для целевой функции представляет собой шаровую метрику [8], составленную из реактивных мощностей каждого источника электроэнергии:

$$N = \sqrt{Q_a^2 + Q_b^2 + Q_c^2}$$

Это значение вычисляется в самой модели (рис. 2), где от виртуальных PQ-измерителей отбираются лишь реактивные мощности, которые далее возводятся в квадрат, суммируются, и из суммы извлекается квадратный корень, как это показано на модели.

Полученное значение целевой функции с помощью виртуального блока To WorkSpace передается далее в рабочее пространство системы MATLAB, откуда оно становится доступным для программных модулей.

Первый программный модуль (рис. 3,а) представляет собою главную программу. Переменными оптимизации являются  $C_{ab}$ ,  $C_{bc}$ ,  $C_{ca}$ , представляющие величины емкостей компенсатора. Эти переменные в главной программе объявлены глобальными переменными. Далее следует вызов встроенной функции безусловной нелинейной оптимизации `fminsearch()` по методу деформируемого многогранника [8]. В качестве фактических параметров достаточно указать два параметра: имя файл-функции, обеспечивающей вычисление значения целевой функции, и массив начальных значений переменных оптимизации.

```
global Cab Cbc Cca Nst MN XX
Nst=1
Y=fminsearch('func_s3fnesim',[1 1 1])
a
```

```
function Nev=func_s3fnesim(x)
global Cab Cbc Cca Nst MN XX
Cab=abs(x(1)*1E-6);
Cbc=abs(x(2)*1E-6);
Cca=abs(x(3)*1E-6);
sim s3fnesim2
x
Nev
Nst=Nst+1
b
```

Рис. 3. Программные коды: а – главной программы; б – файл-функции

Текст второго программного модуля приведен на рис. 3,б. Первая строка повторяет объявление глобальных переменных. Далее размещены операторы, выражающие действительные значения емкостей компенсатора через элементы массива переменных

оптимизации. Целесообразно использовать масштабный коэффициент, переводящий значения  $x$  переменных оптимизации, выраженные в микрофарадах, в значения емкостей  $C_{ab}$ ,  $C_{bc}$ ,  $C_{ca}$ , выраженные в фарадах. Тем самым обеспечивается возможность избежать оптимизации на множестве переменных оптимизации, значения которых приближаются к нулю.

После масштабирования следует оператор `sim`, вызывающий на исполнение саму визуальную модель системы электроснабжения с компенсатором. Для рассматриваемой линейной системы оказывается достаточным произвести прогон модели в течение лишь одного периода питающего напряжения, поскольку для линейных SPS-моделей по умолчанию осуществляется предварительный расчет установившегося режима. В процессе прогона SPS- модели в течение периода осуществляется нахождение значения целевой функции, используемое далее самой программой оптимизации.

Выбор начальных значений переменных оптимизации оказывает влияние на ход процесса оптимизации. В первом варианте в качестве начальных значений переменных оптимизации вектора начальных значений был принят вектор  $x = [1, 1, 1]$ , то есть емкости конденсаторов приняты в начале оптимизации  $C_{ab} = C_{bc} = C_{ca} = 1$  мкФ.

Такой выбор объясняется стремлением начать оптимизацию с изображающей точки траектории процесса оптимизации, отстоящей от исходного несимметричного режима на незначительном расстоянии. Действительно, подключение столь небольших емкостей не оказывает существенного влияния на исходный режим, и при этом обеспечивается плавность перехода от исходного режима к процессу оптимизации. В этом случае процесс оптимизации завершился после 268 прогонов SPS-модели и привел решение к следующим значениям емкостей конденсаторов компенсатора:

$$C_{ab} = 562.2 \text{ мкФ}; C_{bc} = 182.3 \text{ мкФ}; C_{ca} = 34.4 \text{ мкФ}.$$

Амплитуды токов в ЛЭП при этом стали равными:

$$I_{am} = I_{bm} = I_{cm} = 7.754 \text{ А}.$$

Таким образом, режим полной компенсации реактивной мощности позволил снизить активные потери в фазах А, В, С соответственно в 16.5, 2.16 и 21.78 раз по сравнению с несимметричным режимом.

Ход процесса оптимизации при нахождении первого режима наглядно отражает зависимость величины  $N$  целевой функции от порядкового номера  $k$  вызова SPS-модели на прогон (рис. 4). Здесь отчетливо видны интервалы графика, которые характеризуются незначительными изменениями целевой функции, а именно:

- а) интервал  $k = 0 \dots 40$ ;
- б) интервал  $k = 60 \dots 180$ ;
- в) интервал  $k = 230 \dots 268$ .

Очевидно, что первый интервал  $k = 0 \dots 40$  обусловлен нарастанием значений емкостей компенсатора от незначительных единичных начальных значений до значений, при которых они начинают существенно влиять на снижение реактивной мощности в системе электроснабжения.

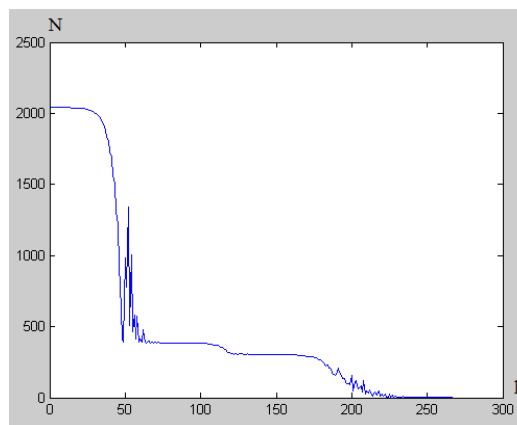


Рис. 4. Зависимость целевой функции  $N$  от номера шага  $k$  оптимизации при нахождении основного режима полной компенсации

Второй интервал, по всей видимости, обусловлен особенностями многомерной поверхности, отображающей поведение целевой функции на множестве значений переменных оптимизации. Этот интервал занимает около 120 вызовов SPS-модели. Третий интервал для  $k = 230 \dots 268$  обусловлен доведением уже малого значения целевой функции до значения, удовлетворяющего условиям заданной точности достижения решения. Он может быть изменен опцией работы самой программы оптимизации `fminsearch()`. Анализ особенностей рассмотренного процесса оптимизации вызвал поиск других начальных значений переменных оптимизации, которые бы сократили время решения, обеспечив более благоприятную траекторию изображающей точки решения.

Решение задачи для второго режима полной компенсации реактивной мощности осуществлено при задании значительных начальных значений переменных оптимизации. При этом ожидалась возможность ускоренного прихода к оптимальному решению от режима практически короткого замыкания системы компенсатором реактивной мощности.

С этой целью в качестве начального был выбран вектор  $x = [4000, 4000, 4000]$ , который соответствует величинам емкостей  $C_{ab} = C_{bc} = C_{ca} = 4000$  мкФ.

Соответствующий график зависимости значения  $N$  целевой функции от порядкового номера  $k$  вызова SPS-модели приведен на рис. 5.

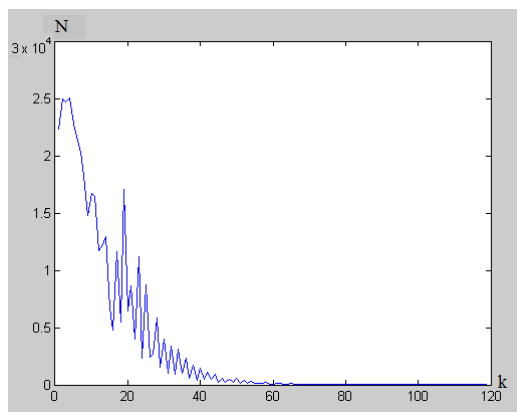


Рис. 5. Зависимость целевой функции  $N$  от номера шага  $k$  оптимизации при нахождении дополнительного режима полной компенсации



Значения величин системных и режимных параметров в основном и дополнительном режимах

Параметры	Основной режим полной компенсации реактивной мощности	Дополнительный режим полной компенсации реактивной мощности
Емкость конденсатора $C_{ab}$ (мкФ)	562.2	3935.3
Емкость конденсатора $C_{bc}$ (мкФ)	182.3	3555.5
Емкость конденсатора $C_{ca}$ (мкФ)	34.1	3407.7
Амплитуда тока в ЛЭП (А)	7.754	928.4
Амплитуда напряжения на нагрузке (В)	99.25	291.8
Мощность, отдаваемая каждым источником электроэнергии (Вт)	387.7	46420

Как видно из графика, количество вызовов SPS-модели сократилось более чем в 2 раза. За 120 вызовов было достигнуто решение, при котором значение целевой функции  $N = 0.212$ . Фактически же уже за 60 вызовов было достигнуто малое значение  $N$  и интервал для  $k = 0 \dots 60$  характеризуется непрерывным уменьшением целевой функции и отсутствием горизонтальных участков в графике, как это наблюдается в предыдущем случае. Полученное при этих условиях решение, однако, характеризуется относительно большими значениями переменных оптимизации в точке решения, которые соответствуют следующим значениям емкостей конденсатора:

$C_{ab} = 3935.3$  мкФ;  $C_{bc} = 3555.5$  мкФ;  $C_{ca} = 3407.7$  мкФ.

На рис. 6 приведены временные диаграммы токов в ЛЭП при указанных параметрах конденсатора. Здесь видно, что токи действительно уравновешены по амплитудам и сдвинуты на 120 эл. град. друг относительно друга при нулевом фазном угле для фазы А. Поэтому коэффициенты мощности, характеризующие работу каждого источника электроэнергии, составляют максимальное единичное значение, что соответствует режиму полной компенсации реактивной мощности в системе.

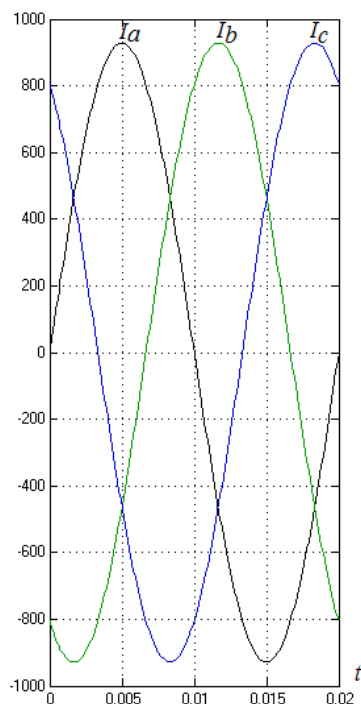


Рис. 6. Временные диаграммы токов в ЛЭП в дополнительном режиме

Найденный второй режим полной компенсации реактивной мощности можно назвать дополнительным, поскольку он характеризуется сверхбольшими значениями амплитуд потребляемых токов. Амплитуды токов в ЛЭП составляют величину 928.4 А. Это более чем на два порядка больше в сравнении с амплитудами 7.754 А для первого основного режима.

В сводной табл. 1 представлено сопоставление системных и режимных параметров, характеризующих оба режима полной компенсации реактивной мощности для рассматриваемой обобщенной трехфазной системы.

Касаясь вопроса об адекватности полученных результатов, можно отметить, что существование дополнительного режима полной компенсации, а также его устойчивость, вполне доказывается моделированием на SPS-модели во временной области, где система, являясь диссипативной [9], описывается дифференциальными уравнениями в пространстве переменных состояния [10]. Вопрос о реализации этого режима для рассматриваемого варианта на практике будет осложняться необходимостью установки весьма больших емкостей конденсатора, обеспечением протекания в системе больших токов и т.п. Однако, при определенных параметрах системы точки, характеризующие оба режима полной компенсации, могут оказаться не столь разнесенными по системным и режимным параметрам. В таких случаях практическая значимость предложенного подхода будет состоять в том, что реализация обоих режимов может быть вполне осуществима на практике. Тогда непременно возникнет вопрос о выборе того режима полной компенсации, который характеризуется более рациональными технико-экономическими показателями.

**Выводы.** Проведенные исследования дают основания утверждать, что метод поисковой оптимизации с использованием SPS-модели показал возможность существования двух режимов полной компенсации реактивной мощности в трехфазной системе электропитания. В терминах теории оптимизации это означает, что в решении задачи полной компенсации отсутствует глобальный оптимум, однако существуют два локальных оптимума. Физически это объясняется неоднозначностью решения задачи синтеза параметров компенсирующего устройства. Моделирование в пространстве состояния подтверждает устойчивость обоих режимов, которые характеризуются максимальным значением коэффициента мощности.

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Arrillaga J., Watson N.R., Chen S. Power system quality assessment. – John Wiley, 2000. – 300 p.
2. Acha E., Agelidis V.G., Anaya-Lara O., Miller T.J.E. Power Electronic Control in Electrical Systems. – Newnes, 2002. – 443 p. doi: 10.1016/B978-0-7506-5126-4.X5000-7.

3. Hofmann W., Schlabbach J., Just W. *Reactive Power Compensation: A Practical Guide*. – John Wiley & Sons, 2012. – 274 p.
4. Azzam M., Mousa A.A. Using genetic algorithm and TOPSIS technique for multiobjective reactive power compensation // *Electric Power Systems Research*. – 2010. – vol.80. – no.6. – pp. 675-681. doi: 10.1016/j.epsr.2009.10.033.
5. Jeon S.-J., Willems J.L. Reactive power compensation in a multi-line system under sinusoidal unbalanced conditions // *International Journal of Circuit Theory and Applications*. – 2011. – vol.39. – no.3. – pp. 211-224. doi: 10.1002/cta.629.
6. Ягуп В.Г., Ягуп Е.В. Применение оптимизационных методов для решения задач улучшения показателей электрических систем. – Харьков: ХНУГХ им. А.Н. Бекетова, 2017. – 170 с.
7. Chapra S.C., Canale R.P. *Numerical methods for engineers*. – McGraw Hill: Higher Education, 2006. – 926 p.
8. Nathews J.H., Fink K.D. *Numerical methods*. – Prentice Hall, Upper Saddle River, 2001. – 720 p.
9. Friedland B. *Control system design: an introduction to state-space methods (Dover Books on Electrical Engineering)*. – Dover Publications Inc. Mineols, New York, 2005. – 620 p.
10. Черных И.В. Моделирование электротехнических устройств в MATLAB, SimPowerSystems и Simulink. – М.: Питер, 2008. – 288 с.

#### REFERENCES

1. Arrillaga J., Watson N.R., Chen S. *Power system quality assessment*. John Wiley, 2000. 300 p.
2. Acha E., Agelidis V.G., Anaya-Lara O., Miller T.J.E. *Power Electronic Control in Electrical Systems*. Newnes, 2002. 443 p. doi: 10.1016/B978-0-7506-5126-4.X5000-7.
3. Hofmann W., Schlabbach J., Just W. *Reactive Power Compensation: A Practical Guide*. John Wiley & Sons, 2012. 274 p.
4. Azzam M., Mousa A.A. Using genetic algorithm and TOPSIS technique for multiobjective reactive power compensation. *Electric Power Systems Research*, 2010, vol.80, no.6, pp. 675-681. doi: 10.1016/j.epsr.2009.10.033.
5. Jeon S.-J., Willems J.L. Reactive power compensation in a multi-line system under sinusoidal unbalanced conditions. *International Journal of Circuit Theory and Applications*, 2011, vol.39, no.3, pp. 211-224. doi: 10.1002/cta.629.
6. Yagup V.G., Yagup E.V. *Primenenie optimizatsionnykh metodov dlia resheniia zadach uluchsheniia pokazatelei elektricheskikh sistem* [The use of optimization methods for solving problems of improving the performance of electrical systems]. Kharkiv, KNAME of A.N. Beketov Publ., 2017. 170 p. (Rus).
7. Chapra S.C., Canale R.P. *Numerical methods for engineers*. McGraw Hill, Higher Education, 2006. 926 p.
8. Nathews J.H., Fink K.D. *Numerical methods*. Prentice Hall, Upper Saddle River, 2001. 720 p.
9. Friedland B. *Control system design: an introduction to state-space methods (Dover Books on Electrical Engineering)*. Dover Publications Inc. Mineols, New York, 2005. 620 p.
10. Chernykh I.V. *Modelirovanie elektrotekhnicheskikh ustroystv v MATLAB, SimPowerSystems i Simulink* [Modeling of electrical devices in MATLAB, SimPowerSystems and Simulink]. Moscow, Peter Publ., 2008. 288 p. (Rus).

Ягуп Валерий Григорьевич<sup>1</sup>, д.т.н., проф.,  
 Ягуп Екатерина Валериевна<sup>1</sup>, д.т.н., доц.,  
<sup>1</sup>Харьковский национальный университет  
 городского хозяйства им. А.Н. Бекетова,  
 61002, Харьков, ул. Маршала Бажанова, 17,  
 тел/phone +380 57 7073114, e-mail: kata3140@gmail.com

V.G. Yagup<sup>1</sup>, E.V. Yagup<sup>1</sup>

<sup>1</sup>O.M. Beketov National University of Urban Economy in Kharkiv,  
 17, Marshal Bazhanov Str., Kharkiv, 61002, Ukraine.

#### Research of the modes of full compensation of reactive power in a three-phase power supply system.

**Introduction** The article is devoted to the issues of current balancing and reactive power compensation in a three-phase power supply system. Optimal in all these respects is the mode of full compensation of reactive power, by which we mean such a symmetrical mode, in which only active power is consumed from the source. The task of calculating the mode of full reactive power compensation is non-linear and can be solved using non-linear optimization methods based on the adopted parameters and optimization criteria. **The objective** of the article is to develop a visual model of the power supply system with an unbalanced load, in which current balancing and reactive power compensation is performed using a symmetrical-compensating device, which parameters are determined using search non-linear optimization tools and modern computer mathematics software packages. **The purpose** of the article is to research the modes of full compensation of reactive power in a three-phase power supply system with a linear asymmetric load in order to identify the ambiguity of solving the problem of synthesizing parameters of a reactive power compensator. **Methodology** of research consists in the development of a visual model of a power supply system that feeds unbalanced load. As a symmetrical compensating device, capacitors connected between the phases of the transmission line are used. The model is controlled by a program that launches the model and performs optimization and selection of optimization variable values. The optimization values are the capacitors of the symmetry-compensating device. The optimization criterion is a spherical metric consisting of the reactive powers of each source of electricity. **Results lead** depending on the choice of the initial values of the optimization variables, the optimization process enters two modes of full compensation of reactive power – main and additional. The main mode is characterized by small values of capacitors and small values of currents, and in the additional mode, these values of the system and operational parameters reach extremely large values that are unacceptable for practical use. **Originality** lies in the fact that in terms of optimization theory this means that there is no global optimum in the solution of the problem of full compensation, however, there are two local optimums. Both modes are stable, as evidenced by modeling on the SPS-model of the system in the time domain in the space of state variables. **Practical significance** of the work lies in the fact that when designing a microprocessor system that optimizes the operating mode of the power supply system, it is necessary to envisage the situation of additional mode. References 10, tables 1, figures 6.

**Key words:** reactive power, reactive power compensator, search optimization, visual model, three-phase power supply system.

Ю.Н. Шумилов, В.И. Бондаренко

## ИССЛЕДОВАНИЕ ВЗРЫВОБЕЗОПАСНОСТИ ПОЛИМЕРНЫХ ОГРАНИЧИТЕЛЕЙ ПЕРЕНАПРЯЖЕНИЙ 3,3 КВ ПОСТОЯННОГО ТОКА ДЛЯ ТЯГОВОЙ СЕТИ ЖЕЛЕЗНОДОРОЖНОГО ТРАНСПОРТА

*Проведено випробування полімерних зразків ОПН-3,3 кВ в експлуатаційних умовах на обладнанні діючої підстанції, при токах короткого замикання 8,3 кА і часу впливу струму 0,02 с, близьких за величиною до рекомендованих стандартом ІЕС 60099-4:2014 значень. Випробувано 8 шт. обмежувачів перенапруг. Каркас, в якому були укладені варистори, виконувався або шляхом намотування склопластикової стрічки на варисторну колонку, або стрижнів, розташованих у вигляді «білячої клітини», або склопластикової труби з отвором для викиду газів при короткому замиканні всередині ОПН. Зразки показали цілком задовільну здатність витримувати великі імпульсні струми без розльоту небезпечних для персоналу і навколишнього обладнання фрагментів. Полімерні конструкції, каркас яких виконаний суцільним намотуванням, вимагають посилення зони з'єднання каркаса з електродами для виключення вильоту електродів при скупченні газів при короткому замиканні всередині корпусу ОПН. Для таких конструкцій потрібне введення в програму приймально-здавальних випробувань додаткової перевірки на механічну міцність в поздовжньому напрямку з задалегідь встановленої нормою міцності. Бібл. 11, табл. 1, рис. 5.*

*Ключові слова:* електрообладнання тягових пристроїв, постійний струм, захист від перенапруг, обмежувачі перенапруг, вибухобезпечність, методика випробувань, вибухове руйнування, розліт фрагментів.

*Проведены испытания полимерных образцов ОПН-3,3 кВ в эксплуатационных условиях на оборудовании действующей подстанции, при токах короткого замыкания 8,3 кА и времени воздействия тока 0,02 с, близких по величине к рекомендуемым стандартом ІЕС 60099-4:2014 значениям. Испытано 8 шт. ограничителей перенапряжений. Каркас, в котором были заключены варисторы, выполнялся либо путём намотки стеклопластиковой ленты на варисторную колонку, либо из стержней, расположенных в виде «беличьей клетки», либо в виде стеклопластиковой трубы с отверстием для выброса газов при коротком замыкании внутри ОПН. Образцы показали вполне удовлетворительную способность выдерживать большие импульсные токи без разлёта опасных для персонала и окружающего оборудования фрагментов. Полимерные конструкции, каркас которых выполнен сплошной намоткой, требуют усиления зоны соединения каркаса с электродами для исключения вылета электродов при скоплении газов при коротком замыкании внутри корпуса ОПН. Для таких конструкций требуется введение в программу приёмно-сдаточных испытаний дополнительной проверки на механическую прочность в продольном направлении с заранее установленной нормой прочности. Библ. 11, табл. 1, рис. 5.*

*Ключевые слова:* электрооборудование тяговых устройств, постоянный ток, защита от перенапряжений, ограничители перенапряжений, взрывобезопасность, методика испытаний, взрывное разрушение, разлёт фрагментов.

**Введение.** Для защиты от перенапряжений электрооборудования тяговых устройств, электровозов и электропоездов применяют разрядники или ограничители перенапряжений (ОПН).

В настоящее время в большинстве случаев на тяговом электрооборудовании установлены разрядники РМВУ-3,3; РВКУ-3,3 А 01 [1-3], выполненные из вилитовых дисков и искровых промежутков, а также ограничители перенапряжений в фарфоровых корпусах. Вилитовые разрядники морально устарели и фактически сняты с производства; фарфоровые ограничители перенапряжений имеют ряд недостатков: недостаточную герметичность соединения фарфоровой крышки с металлическим фланцем, высокую взрывоопасность, большие габариты и массу. Для исключения названных недостатков на замену фарфоровым конструкциям для железной дороги постоянного тока разрабатывают и осваивают ОПН в полимерном корпусе (ОПНп). При разработке новых ОПНп учитывается, что важнейшим их показателем является взрывобезопасность. Ограничители перенапряжений, как и любой аппарат, могут в эксплуатации повреждаться, например, из-за внутреннего пробоя варисторов, что может привести к короткому замыканию и возникновению внутри корпуса электрической дуги, резкому росту внутреннего давления газов от термического разложения материалов, вызванного воздействием электрической дуги. Если повреждение ОПН сопровождается взрывным разрушением корпуса, то это

представляет опасность для персонала подстанции и расположенного рядом с ним оборудования, поскольку при взрыве могут с большой скоростью разлетаться фрагменты варисторов и жёсткие части разорвавшегося корпуса. Могут также вырваться из корпуса ОПНп металлические фланцы. При установке ОПНп на электровозах и электропоездах опасность взрывного разрушения ОПН усугубляется тем, что разлёт осколков может произойти в местах скопления пассажиров. Согласно [4] для всех типов ОПН взрывобезопасность определяется как отсутствие при испытании взрывного разрушения корпуса с разлётом осколков в нормируемой зоне и отсутствие возгорания корпуса при разрушении и, если возникнет, с последующим затуханием пламени в течение времени не более 30 с.

Для ОПН тяговой сети постоянного тока испытательные режимы для подтверждения взрывобезопасности определены в [5]. В украинских испытательных лабораториях отсутствует высоковольтное оборудование на большие токи для испытаний ОПН на взрывобезопасность в режимах короткого замыкания. В то же время при оформлении Технических условий на эти изделия требуется подтверждение соответствия требованиям [6], в которых взрывобезопасность аппаратов является важнейшим показателем.

**Цель работы** – определение взрывобезопасности образцов ОПНп-3,3 кВ с полимерным корпусом на оборудовании действующей тяговой подстанции

© Ю.Н. Шумилов, В.И. Бондаренко

постоянного тока в условиях максимально приближённых к эксплуатации.

**Образцы для испытаний.** Испытывались прошедшие необходимые электрические и механические испытания 8 образцов ограничителей перенапряжений ОПНп-3,3/4,5/10/550 КС, состоящих из колонки «варистор + алюминиевые вставки + алюминиевые электроды», стеклопластикового каркаса и кремнийорганической ребристой защитной оболочки.

В образцах № 1-3 каркас изготовлен сплошной намоткой стеклобандажной ленты, пропитанной терморезистивным связующим. В образцах № 4-6 каркас изготовлен намоткой стеклобандажной ленты, предусматривающей наличие участков с неполным закрытием стеклобандажной лентой боковой (цилиндрической) поверхности варисторной колонки. После наложения ленты каркас запекался при температуре 165 °С, затем его поверхность ошкурилась и перед наложением силиконовой оболочки покрывалась специальной грунтовкой (праймером) для прочного соединения силиконовой резины со стеклолентой.

В образце № 7 каркас изготовлен в виде «белочьи клетки», состоящей из тонких стеклопластиковых стержней, расположенных вокруг варистора и прочно закрепленных опрессовкой в алюминиевых электродах.

В образце № 8 каркас собран из предварительно изготовленной стеклопластиковой трубы с двумя отверстиями в боковой поверхности, предназначенными для сброса давления газа при пробое ОПНп; фланцы закреплялись на стеклопластиковой трубе с помощью клеерезьбового соединения.

Для создания короткого замыкания у образцов № 3-6, 8 варистор шунтировался медной проволокой сечением 0,62 мм<sup>2</sup>, у образцов № 1, 2, 7 варистор был предварительно пробитый (электротепловой пробой), но не разрушенный.

На рис. 1 схематически показаны колонки образцов с варисторами, подготовленные к наложению силиконовой защитной оболочки.

**Методика проведения испытаний на взрывобезопасность.** Испытания на взрывобезопасность ограничителей перенапряжений были проведены на базе Славянской тяговой подстанции по программе, согласованной с ЦЭ «Укрзалізниця». Электрическая схема испытаний приведена на рис. 2.

Образец ограничителя перенапряжений монтировался на одной из металлических опор на высоте 5,5 м, расположенной на территории подстанции, и подсоединялся к шинам тяговой подстанции 3,3 кВ через разъединители А5, В5, Фл5 и быстродействующий выключатель ВАБ-206 (рис. 3).

Испытательная схема отделялась от контактной сети разъединителем Ф51. После замыкания выключателя ВАБ-206 через колонку с предварительно пробитым или шунтированным медной проволокой варистором протекал ток короткого замыкания с образованием электрической дуги внутри секции ОПНп.

Процесс, связанный с протеканием тока короткого замыкания, контролировался с помощью контрольно-измерительного комплекса ЦЗАФ 3,3, при этом фиксировались мгновенные значения тока и напряжения в цепи и записывались осциллограммы тока и

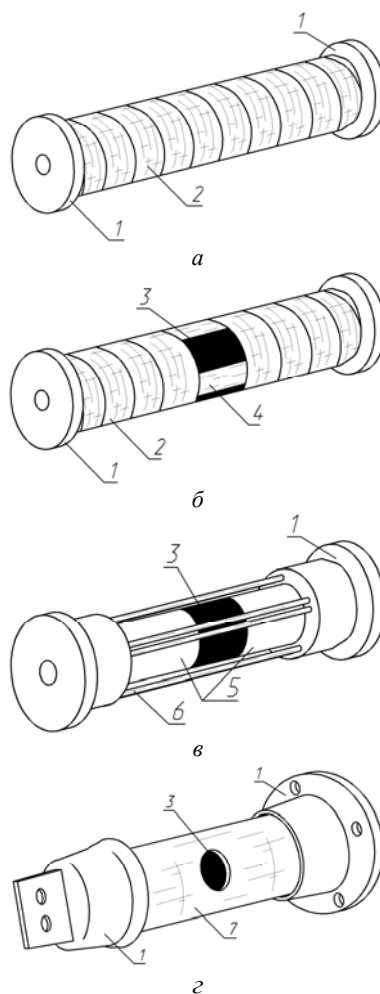


Рис. 1. Эскизы колонок: а – с намоткой; б – с намоткой и с отверстием; в – со стержнями; г – с трубой и двумя отверстиями (1 – алюминиевый фланец, 2 – отвержденная стеклопластиковая лента, 3 – металлосидный варистор, 4 – продольно расположенный слой стеклобандажной ленты, 5 – алюминиевые вставки, 6 – стеклопластиковый стержень, 7 – стеклопластиковая труба с отверстиями)

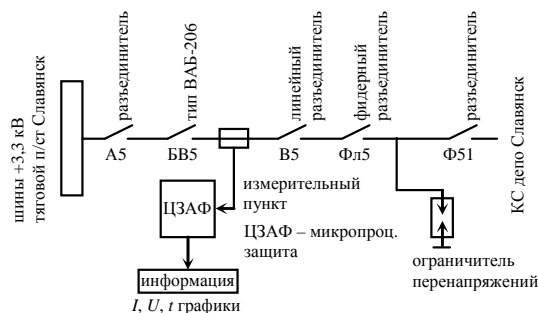


Рис. 2. Электрическая схема испытаний секций ОПНп на тяговой подстанции г. Славянска



Рис. 3. Образец ОПНп, подготовленный к испытаниям

напряжения через дугу. Во время испытаний велась видеосъемка образцов с помощью видеорежистратора, установленного в непосредственной близости с испытуемым образцом. После испытаний производился осмотр каждого образца ОПНп, образцы фотографировались, определялся вес образца после испытаний и, если происходил разрыв оболочки, оценивался разлет фрагментов ОПНп.

На рис. 4 показана осциллограмма тока и напряжения в момент дугового разряда внутри корпуса образца № 2.

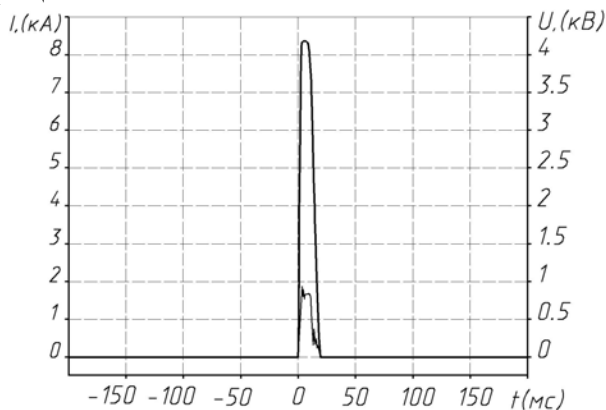


Рис. 4. Осциллограмма тока и напряжения в момент дугового разряда внутри корпуса образца № 2: высокий пик соответствует току дуги; нижний пик – напряжению; по оси абсцисс – время в мс

**Результаты испытаний** ОПНп-3,3 кВ на взрывобезопасность представлены в табл. 1.

Для оценки взрывобезопасности ОПН стандарт [4] устанавливает следующие критерии:

1. Ограничитель считается взрывобезопасным, если фрагменты конструкции, упавшие на землю после разрушения ОПН, останутся в круге диаметром не более  $D = 1,2 \cdot (2 \cdot H_{sa} + D_{sa})$ , где  $H_{sa}$ ,  $D_{sa}$  – высота и диаметр ОПН, соответственно; для аппаратов малой высоты принимается  $D = 1,8$  м.

2. Считается допустимым вылет из круга фрагментов поврежденной конструкции весом до 60 г каждый.

Область раскаленных газов, выходящих из ОПН, не нормируется.

Дополнительно отметим, что если, как указано в [7-11], электрическая дуга из корпуса ОПН выйдет наружу, то взрывного разрушения не произойдет за весь период горения дуги. Однако если дуга останется внутри корпуса, то взрывобезопасность гарантировать нельзя.

Из табл. 1 следует, что из 8-ми испытанных конструкций в 7-ми случаях разрушение корпуса происходило без разлета осколков. В зоне размещения варистора происходил локальный разрыв силиконовой оболочки с выбросом газа и выходом наружу дугового разряда. Исключение составил образец № 2, у которого при взрыве произошел вырыв верхнего электрода с одновременным разлетом фрагментов расколовшегося варистора в радиусе 3-5 м.

Таблица 1

Результаты испытаний ОПНп-3,3 кВ на взрывобезопасность

№ ОПН	Ток КЗ через ОПН (А); максимальное напряжение, зафиксированное ЦЗАФ (В); полное время отключения КЗ (с)	Вид повреждения корпуса	Состояние варисторов после испытаний	Состояние алюминиевых вкладышей, прилегающих к варисторам
1	$I = 8130; U = 800; t = 0,02$	Разрыв оболочки в зоне размещения варистора без разлета осколков	Растрескивание варистора	Глубокая эрозия алюминиевых вкладышей в зоне трещин в варисторе
2	$I = 7178; U = 1120 \text{ В}; t = 0,02$	Вырыв верхнего электрода; разрушение и разлет фрагментов варистора на 3-5 м	Растрескивание варистора	Эрозия алюминиевых вкладышей в зоне трещин в варисторе
3	$I = 8640; U = 800; t = 0,02$	Разрыв оболочки в зоне размещения варистора без разлета осколков	Растрескивание варистора	Эрозия алюминиевых вкладышей в зоне трещин в варисторе
4	$I = 7890; U = 1000; t = 0,02$	Разрыв оболочки в зоне размещения ослабленного места в намотке стеклобандажной лентой	Варистор, зашунтированный медной проволокой, без разрушения	Эрозия алюминиевых вкладышей в зоне медной проволоки
5	$I = 7245; U = 800; t = 0,02$	2 разрыва и 3 точечных прокола оболочки	Варистор, зашунтированный медной проволокой, без разрушения	Эрозия алюминиевых вкладышей в зоне медной проволоки
6	$I = 8153; U = 800; t = 0,02$	8 точечных проколов	Варистор, зашунтированный медной проволокой, без разрушения	Эрозия алюминиевых вкладышей в зоне медной проволоки
7	$I = 7238; U = 900; t = 0,02$	Разрыв оболочки в зоне размещения варистора без разлета осколков	Растрескивание варистора	Эрозия алюминиевых вкладышей в зоне трещин в варисторе
8	$I = 7890; U = 1000; t = 0,02$	Разрыв оболочки в зоне расположения круглого отверстия в стеклопластиковой трубе, клеерезьбовое соединение алюминиевых фланцев со стеклопластиковой трубой не нарушено	Варистор, зашунтированный медной проволокой, без разрушения	Эрозия алюминиевых вкладышей в зоне медной проволоки



### Анализ результатов исследований.

1. Из табл. 1 видно, что из 8-ми испытанных конструкций в 7-ми случаях разрушение корпуса происходило без разлета осколков. В 7-ми образцах в зоне размещения варистора происходил локальный разрыв силиконовой оболочки с выбросом газа и выходом наружу дугового разряда. Исключение составил образец № 2, выполненный сплошной намоткой каркаса стеклобандажной лентой, у которого при взрыве произошёл вырыв верхнего электрода с одновременным разлетом фрагментов расколовшегося варистора в радиусе 3-5 м. Из-за белого дыма, сопровождающего взрыв, не удалось на кадре зафиксировать, был ли выход дуги из корпуса наружу, при том, что на следующем кадре (через 33 мс) дуга уже не фиксировалась.

2. В двух других образцах № 1 и № 3, выполненных аналогично сплошной намоткой стеклобандажной лентой, наблюдался локальный разрыв каркаса и силиконового покрытия с выходом дуги наружу. Разлета опасных фрагментов не было. Вышедшая на поверхность электрическая дуга приблизительно через

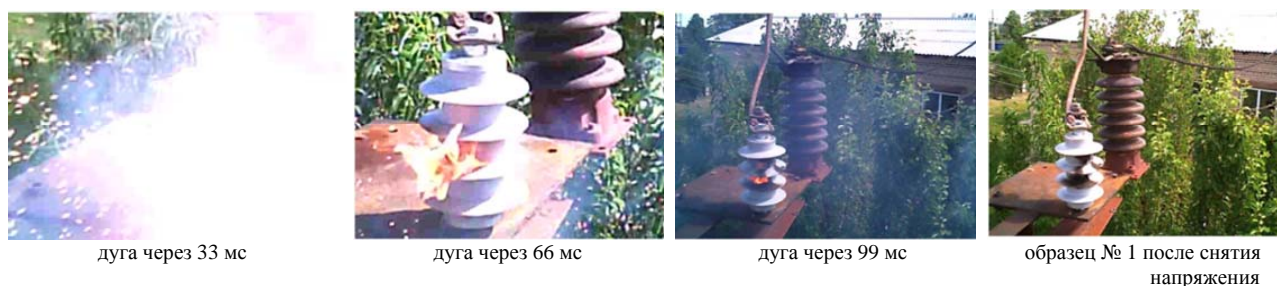


Рис. 5 Стоп-кадры видеосъёмки выхода дуги из корпуса ОПНп после включения ВАБ-206

### Выводы.

1. Проведённые испытания полимерных образцов ОПНп-3,3 кВ в эксплуатационных условиях на оборудовании действующей подстанции, при токах короткого замыкания 8,3 кА и времени воздействия тока 0,02 с, близких по величине к рекомендуемым стандартом ИЕС 60099-4:2014 значениям, показали вполне удовлетворительную способность выдерживать большие импульсные токи короткого замыкания без разлёта фрагментов, опасных для персонала и окружающего оборудования.

2. Полимерные конструкции, каркас которых выполнен сплошной намоткой, требуют усиления зоны соединения каркаса с электродами. Для таких конструкций требуется ввести в программу приёмо-сдаточных испытаний ОПНп дополнительную проверку на механическую прочность в продольном направлении с заранее установленной нормой прочности.

### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Радченко В.Д. Техника высоких напряжений устройств электрической тяги. – М.: Транспорт, 1975. – 359 с.
2. Грубар Л.О., Перцовский Л.М., Трофимов В.И. Устройство, монтаж и эксплуатация тяговых подстанций. – М.: Транспорт, 1971. – 359 с.
3. Радченко В.Д., Фарафонов А.В. Высоковольтные аппараты защиты постоянного тока. – М.: Транспорт, 1971. – 142 с.
4. ИЕС 60099-4. Ed.3.0 b: 2014. Surge arresters – part 4: Metal-oxide surge arresters without gaps a.c. systems. – 2014. – 168 p.
5. ГОСТ Р 55167-2012. Ограничители перенапряжений нелинейные для тяговой сети железных дорог. Общие техни-

ческие условия. – М.: Стандартинформ, 2013. – 15 с.

6. ГОСТ 12.2.007.0-75. Система стандартов безопасности труда. Изделия электротехнические. Общие требования безопасности. – М.: Стандартинформ, 2008. – 10 с.

7. Голубев П., Дмитриев В., Дмитриев М. Вопросы выбора тока взрывоопасности ОПН 6-750 кВ // Новости электротехники. – 2009. – №4(58). Режим доступа: <http://www.news.elteh.ru/arh/2009/58/13.php>.

8. Капустин Д. Устройство сброса давления в ОПН. Статистика испытаний // Новости электротехники. – 2004. – №1(25). Режим доступа: <http://www.news.elteh.ru/arh/2004/25/06.php>.

9. Bernhard A., Shmidt W. Surge arrester configuration with direct on moulded silicone insulation // Proceedings of World conference and exhibition on insulators, arresters and bushings: optimizing reliability, availability and cost through optimal selection of these components. – Spain, 2003. – pp. 97-106.

10. Hinrichen V. Latest designs and service experience with station-class polymer housed surge arresters // Proceedings of World conference and exhibition on insulators, arresters and bushings: optimizing reliability, availability and cost through optimal selection of these components. – Spain, 2003. – pp. 85-96.

11. Steinfeld K. Design of metal-oxide surge arresters // Proceedings of World conference and exhibition on insulators, arresters and bushings: optimizing reliability, availability and cost through optimal selection of these components. – Spain, 2003. – pp. 137-146.

### REFERENCES

1. Radchenko V.D. *Tekhnika vysokikh napriazhenii ustroystv elektricheskoi tiagi* [High voltage technique for electric traction devices]. Moscow, Transport Publ., 1975. 359 p. (Rus).
2. Grubar L.O., Pertsovskiy L.M., Trofimov V.I. *Ustroistvo, montazh i ekspluatatsiia tiagovykh podstantsii* [Design, installa-

tion and operation of traction substations]. Moscow, Transport Publ., 1971. 359 p. (Rus).

3. Radchenko V.D, Farafonov A.V. *Vysokovol'tnye apparaty zashchity postoiannogo toka* [DC high voltage protection devices]. Moscow, Transport Publ., 1971. 142 p. (Rus).

4. IEC 60099-4. Ed.3.0 b: 2014. Surge arresters – part 4: Metal-oxide surge arresters without gaps a.c. systems. 2014. 168 p.

5. GOST R 55167-2012. *Ogranichiteli perenapryazheniy nelineynyye dlya tyagovoy seti zheleznih dorog. Obschie tehnicheckie usloviya*. [GOST R 55167-2012. Surge arresters for power supply systems of electrified railways. General specifications]. Moscow, Standartinform Publ., 2013. 15 p. (Rus).

6. GOST 12.2.007.0-75. *Sistema standartov bezopasnosti truda. Izdeliya ehlektrotekhnicheskoye. Obshchie trebovaniya bezopasnosti* [GOST 12.2.007.0-75. Occupation safety standards system. Electrical equipment. General safety requirements]. Moscow, Standartinform Publ., 2008. 10 p. (Rus).

7. Golubev P., Dmitriev V., Dmitriev M. Questions of the choice of the current explosion hazard of surge arresters 6-750 kV. *Electrical engineering news*, 2009, no.4(58). Available at: <http://www.news.elteh.ru/arh/2009/58/13.php> (Accessed 22 September 2017). (Rus).

8. Kapustin D. Pressure relief device in surge arrester. Test statistics. *Electrical engineering news*, 2004, no.1(25). Available at: <http://www.news.elteh.ru/arh/2004/25/06.php> (Accessed 08 May 2017). (Rus).

9. Bernhard A., Shmidt W. Surge arrester configuration with direct on moulded silicone insulation. *Proceedings of World conference and exhibition on insulators, arresters and bushings: optimizing reliability, availability and cost through optimal selection of these components*. Spain, 2003, pp. 97-106.

10. Hinrichen V. Latest designs and service experience with station-class polymer housed surge arresters. *Proceedings of World conference and exhibition on insulators, arresters and bushings: optimizing reliability, availability and cost through optimal selection of these components*. Spain, 2003, pp. 85-96.

11. Steinfeld K. Design of metal-oxide surge arresters. *Proceedings of World conference and Exhibition on insulators, arresters and bushings: optimizing reliability, availability and cost through optimal selection of these components*. Spain, 2003. pp. 137-146.

Поступила (received) 01.10.2018

Шумилов Юрий Николаевич<sup>1</sup>, д.т.н., проф.,  
Бондаренко Владимир Иванович<sup>2</sup>, к.т.н., доц.,

<sup>1</sup> ПАО «Славянский завод высоковольтных изоляторов»,  
84105, Донецкая обл., Славянск, ул. Краматорская, 79,  
тел/phone +380 95 1813515, e-mail: sumilovurij2@gmail.com

<sup>2</sup> Донбасский государственный педагогический университет,  
84116, Донецкая обл., Славянск, ул. Г. Батюка, 19,  
тел/phone+380 50 9084005, e-mail: nv1287@ukr.net

Yu.N. Shumilov<sup>1</sup>, V.I. Bondarenko<sup>2</sup>

<sup>1</sup> PSC «Slavyansk High Voltage Insulators Works»,  
79, Kramatorskaya Str., Slavyansk, Donetsk Reg., 84105,  
Ukraine.

<sup>2</sup> Donbass State Pedagogical University,  
19, G. Batyuka Str., Slavyansk, Donetsk Reg., 84116, Ukraine.

**Investigation of explosion safety of DC polymer surge arresters 3.3 kV for traction network of railway transport.**

*In the testing laboratories of Ukraine, there is no high-voltage equipment of the necessary energy for testing surge arresters for*

*explosion safety, which does not allow to estimate this indicator at the stage of development of prototypes. In view of this test, the polymer prototypes of the DC surge arresters in polymer case (SAP) 3.3 kV were tested under the operating conditions of the equipment of the operating substation with short-circuit currents of 8.3 kA and a current time of 0.02 seconds, close to the recommended by Standard of IEC 60099-4:2014 values. 8 samples of surge arresters were tested. A sample of the surge arrester was mounted on one of the metal supports at a height of 5.5 m located in the substation and connected to the 3.3 kV traction substation buses through disconnectors and a high-speed switch. After the short-circuit breaker was closed through a column with a pre-punched or shunted copper wire varistor, a short-circuit current flowed to form an electric arc inside the arrester samples. During the tests video samples were recorded using a video recorder installed in close proximity to the test sample. The frame of the SAP samples in which the varistors were enclosed was performed either by winding the fiberglass tape on a varistor column, or from rods arranged in the form of a squirrel cage, or in the form of a fiberglass tube with a hole for gas ejection during a short circuit inside the SAP. The destruction of the hull occurred without scattering of the fragments in seven cases from the eight samples tested. In seven samples, a local rupture of the silicone shell occurred in the varistor zone, a gas ejection and an arc discharge occurred through this gap. The exception was sample No. 2, made by a continuous winding of a glass-banding tape on a varistor column, in which, during the explosion, the upper electrode exploded with the simultaneous expansion of fragments of the varistor in a radius of 3-5 m. Due to the white smoke accompanying the explosion, it was not possible to fix on the frame whether the arc output from the case to the outside, despite the fact that on the next frame (in 33 ms.) the arc was no longer fixed. In the tests of eight of the presented designs, none of them ignited the hull. If the tests were carried out on the surge arresters assembled with pre-punched varistors (electrothermal breakdown), the varistors during the tests split, remaining inside the frame. From the action of the arc in the contact zone of the aluminum electrodes with varistors, a deep burn-out of the electrodes was observed, in some cases, the burn-up was up to 7 mm deep and up to 8 mm wide. If the varistors were shunted by a copper wire, they remained intact. If the varistors were shunted by a copper wire, they remained intact und melting and burning out a part of the aluminum electrodes in the area of connection with the copper wire were smaller sizes. The samples showed a completely satisfactory ability to withstand large pulse currents without dispersing dangerous fragments for personnel and surrounding equipment. However, polymer designs, the frame of which is made by continuous winding, require reinforcement of the connection zone of the carcass with electrodes to exclude the break-out of electrodes during the accumulation of gases during a short circuit inside the shell of the SAP. For such designs, an additional test for mechanical strength in the longitudinal direction with a predetermined norm is required in the acceptance test program. References 11, tables 1, figures 5.*

**Key words: electrical equipment of traction network, direct current, overvoltage protection, surge arrester, explosion safety, test procedure, explosive destruction, fragment separation.**

## БУТКЕВИЧ ОЛЕКСАНДР ФЕДОТОВИЧ

(до 70-річчя з дня народження)

Олександр Федотович народився 24 березня 1949 р. в м. Шпола, Черкаської області. Доктор технічних наук, професор, лауреат Державної премії в галузі науки і техніки (2010 р.). Один з провідних науковців України в галузі математичного моделювання та інтелектуалізації систем управління електроенергетичними об'єктами, електромережами і системами.

У 1972 році закінчив електроенергетичний факультет Київського політехнічного інституту за спеціальністю «Кибернетика електричних систем». У 1972-1974 рр. проходив військову службу у зенітно-ракетних військах протиповітряної оборони (далекосхідний військовий округ).

У 1974-1989 рр. працював на посадах інженера, старшого інженера, начальника сектора, начальника служби в Об'єднаному диспетчерському управлінні південними енергосистемами СРСР (на той час – об'єднана енергосистема України та Молдавії – ОЕС Півдня), займаючись питаннями удосконалення та розвитку автоматизованої системи диспетчерського керування ОЕС Півдня.

У 1982 р. без відриву від виробництва закінчив аспірантуру Інституту електродинаміки АН УРСР. Кандидатську дисертацію «Розробка методів та програм розрахунку статичної стійкості складних енергосистем за необхідними та достатніми умовами» (спеціальність 05.14.02) захистив у 1988 р. у Всесоюзному НДІ електроенергетики (м. Москва).

У 1989 р. перейшов працювати до ІЕД НАН України, де працює і зараз на посаді головного наукового співробітника.

У 2001 р. захистив докторську дисертацію «Інтелектуалізація систем диспетчерського керування територіально-розподіленими електроенергетичними об'єктами». Наукове звання професора присвоєно у 2003 р.

Наукові дослідження та практичні розробки проф. О.Ф. Буткевича завжди спрямовані на наукове та практичне вирішення найбільш актуальних проблем електроенергетики, на підвищення стійкості, надійності та ефективності функціонування електроенергетичних об'єктів та систем на базі використання інноваційних технологій та інтелектуалізації систем керування.

У роботах останнього часу проф. О.Ф. Буткевичем запропоновано, розвинуто і впроваджено новий підхід до запобігання системним аваріям, що час від часу відбуваються в енергооб'єднаннях світу внаслідок виникнення, посилення та поширення в них низькочастотних міжзональних коливань. Такий підхід передбачає реалізацію проблемно-орієнтованої системи моніторингу параметрів режиму енергооб'єднання на базі приладів векторних вимірювань (представником яких є «Регіна-Ч»

– електровимірювальний реєструвальний прилад, розроблений в ІЕД НАН України) для виявлення в реальному часі та демпфування небезпечних для функціонування енергооб'єднання домінуючих мод електромеханічних коливань.

Широка наукова ерудиція та багаторічний досвід практичної роботи в електроенергетиці дають змогу проф. О.Ф. Буткевичу успішно поєднувати наукові дослідження та розробки з науково-педагогічною діяльністю. Працюючи з 1995 р. за сумісництвом в Національному технічному університеті України «Київський політехнічний інститут імені Ігоря Сікорського», він веде лекційні курси, надає консультації та керує підготовкою магістерських дисертацій та дипломних проектів бакалаврів.

Проф. О.Ф. Буткевичем особисто та у співавторстві опубліковано більше 170 наукових праць, у тому числі 3 монографії, підручник з грифом МОН України, 3 навчальних посібники. Під його науковим керівництвом захищено 5 кандидатських та 1 докторська дисертації. Він входить до складу спеціалізованих вчених рад із захисту докторських дисертацій Д26.187.02 (за спеціальністю 05.13.05 – «Комп'ютерні системи і компоненти») та Д26.187.03 (за спеціальністю 05.14.02 – «Електричні станції, мережі і системи»), шість років поспіль був членом експертної ради ВАК України.

Проф. О.Ф. Буткевич є членом міжвідомчої науково-координаційної та експертної ради України з кібербезпеки в енергетиці, головою підкомітету «Системи і засоби управління і інформаційного забезпечення енергетичних об'єктів» технічного комітету ТК 162 «Управління енергетичними системами і пов'язані з ним процеси інформаційної взаємодії». Він є експертом наукової ради МОН України за фаховим напрямом «Енергетика та енергозбереження», членом редколегій таких періодичних фахових видань, як «Технічна електродинаміка» (заст. головного редактора), «Електротехніка і електромеханіка», «Праці Інституту електродинаміки НАН України», «Енергетика: економіка, технології, екологія», «Промелектро» (науковий редактор). Його експертні оцінки з різних науково-технічних питань завжди всебічно аргументовані та виважені.

За вагомий внесок у розвиток Об'єднаної енергосистеми України проф. О.Ф. Буткевича нагороджено почесним нагрудним знаком «За заслуги» Національної енергетичної компанії «Укренерго». Він є лауреатом премії НАН України імені В.М. Хрущова (2000 р.) та лауреатом Державної премії в галузі науки і техніки (2010 р.).

Співробітники Інституту технічних проблем магнетизму НАН України, НТУ «ХПІ», редакційна колегія журналу «Електротехніка і електромеханіка» щиро вітають Олександра Федотовича з ювілеєм, зичать йому міцного здоров'я, подальших творчих успіхів у його багатогранній та плідній діяльності.





## ДАНЬКО ВОЛОДИМИР ГРИГОРОВИЧ

(до 85-річчя з дня народження)

Володимир Григорович народився 15 квітня 1934 р. у м. Челябінську. У 1957 році закінчив Харківський авіаційний інститут. Тривалий час працював у науково-дослідному інституті заводу «Електроважмаш» на різних посадах (1957-1983 рр.), в тому числі директором (1978-1982 рр.). З 1983 р. по 2017 р. – завідувач кафедри загальної електротехніки Національного технічного університету «Харківський політехнічний інститут». В його біографії можна відзначити декілька етапів наукової діяльності.

Перший етап наукової діяльності Володимира Григоровича пов'язаний із дослідженням нагріву і охолодження великих електричних машин. За результатами цієї роботи, зокрема вдалося на 10 % підвищити ефективність головного приводу блюмінгу заводу «Азовсталь». Проведені дослідження лягли в основу його кандидатської дисертації (1964 р.).

Як провідний спеціаліст приймав участь у розробці турбогенераторів потужністю 200, 300 і 500 МВт. За його безпосередньої участі створені гідрогенератори для Київської ГЕС, а також унікальні машин постійного струму для прокатних станів й вугільної промисловості. Він розробив перспективні методики розрахунку температурних полів в електричних машинах різноманітного призначення. На базі виконаних досліджень захистив докторську дисертацію на тему «Теоретичні і експериментальні дослідження нагріву великих електричних машин» (1971 р.).

Другий етап наукової діяльності Володимира Григоровича пов'язаний з технічним використанням надпровідності. Проф. В.Г. Данько одним з перших у світі почав займатися проблемами використання надпровідності в електричних машинах. Йому належить теоретичне обґрунтування вибору оптимальної конструкції кріотурбогенераторів з надпровідниковими обмотками збудження, оцінка ефективності їх електромагнітного екранування. Під його керівництвом та за його безпосередньої участі створено макети і дослідні зразки кріогенних електричних машин.

Він був одним з авторів конструкції створеного у НДІ «Електроважмаш» дослідного кріотурбогенератора потужністю 200 кВт, працездатність якого була підтверджена у ході іспитів, проведених спільно з фізико-технічним інститутом низьких температур АН УРСР. Принципи, які були закладені в цю конструкцію широко використовуються у наступних розробках в Україні і за її межами.

На базі теоретичного і практичного обґрунтування проф. В.Г. Данько розробив рекомендації по створенню дослідно-промислового зразка прокатного кріодвигуна потужністю 10 МВт і кріотурбогенератора потужністю 300 МВт, яким притаманні високі техніко-економічні показники. У 1990 р. обґрунтував концепцію повністю надпровідникової синхронної

машини без феромагнітного осердя із зовнішнім надпровідниковим екраном й отримав експериментальне підтвердження її працездатності.

За цикл праць з дослідження електромагнітних полів у потужних турбогенераторах і електричних машинах з використанням надпровідності був удостоєний премії імені Г.Ф. Проскури АН УРСР спільно з академіком НАНУ Г.Г. Счастливим та проф. О.І. Титко (1979 р.).

Третій етап наукової діяльності Володимира Григоровича пов'язаний з розробкою нетрадиційних лінійних електромеханічних перетворювачів ударної дії. За його безпосередньої участі був створений повномасштабний дослідно-промисловий макет лінійного синхронно-вентильного двигуна, призначеного

для розгону літальних апаратів корабельного базування. Під його керівництвом було теоретично обґрунтовано новий клас кріогенних машин – лінійних імпульсних електродвигунів індукційного типу з кріорезистивними обмотками, які забезпечують високі швидкості на короткій активній ділянці і значні ударні навантаження при малих переміщеннях.

Проф. В.Г. Данько опублікував 195 наукових праць і методичних розробок, в тому числі 4 монографії і 4 начальних посібника. Він є автором 62 авторських свідоцтв і патентів України і Росії на винаходи, одним із засновників і першим головним редактором науково-практичного журналу «Електротехніка і електромеханіка», який набув визнання не тільки в Україні, але і за її межами.

Проф. В.Г. Данько був багаторічним головою докторської спеціалізованої вченої ради при НТУ «ХПІ» за спеціальностями «Електричні машини і апарати» та «Техніка сильних електричних і магнітних полів», а також одним із засновників Міжнародного симпозіуму «Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика (SIEMA)», який щорічно проходить у м. Харкові, починаючи з 2000 р. Проф. В.Г. Данько є членом IEEE з 1991 р.

В.Г. Данько прикладав багато зусиль до розширення зв'язків кафедри загальної електротехніки, яку він очолював понад 30 років, з найвідомішими навчальними закладами України і Росії. Він приймав активну участь у проведенні Всеукраїнської олімпіади з електротехніки, яка останні двадцять років за дорученням Міністерства освіти і науки України проводиться на кафедрі, а сам він був відзначений почесним знаком «Відмінник вищої школи».

Ректорат НТУ «ХПІ», співробітники кафедри загальної електротехніки, численні учні, друзі й колеги щиро вітають Володимира Григоровича з ювілеєм, зичать йому міцного здоров'я, подальших творчих успіхів.

Редакційна колегія журналу «Електротехніка і електромеханіка» приєднується до цих побажань.



## СОСКОВ АНАТОЛИЙ ГЕОРГИЕВИЧ

(к 80-летию со дня рождения)

8 марта 2019 года исполнилось 80 лет со дня рождения Анатолия Георгиевича Соскова – известного ученого и специалиста в области электроаппаростроения, доктора технических наук, профессора, бывшего заведующего кафедрой альтернативной электроэнергетики и электротехники Харьковского национального университета городского хозяйства имени А.Н. Бекетова.

После окончания средней школы в г. Константиновка Донецкой обл. в 1956 году Анатолий Георгиевич поступил на электромашиностроительный факультет Харьковского политехнического института, который успешно закончил в 1961 году по специальности «Электрические машины и аппараты». По распределению был направлен во Всесоюзный научно-исследовательский, проектно-конструкторский и технологический институт электроаппаростроения (ВНИИЭлектроаппарат), где проработал 20 лет, из них в должности заведующего лабораторией с 1966 г. по 1976 г. и заведующего отделом с 1976 г. по 1981 г. В 1981 году как высококвалифицированный специалист был приглашен на должность заведующего кафедрой электротехники Харьковского института инженеров коммунального строительства (теперь ХНУХ им. О.М. Бекетова), которую успешно возглавлял 36 лет до 2017 года. В 1975 г. защитил кандидатскую, а в 1994 г. докторскую диссертацию по специальности «Электрические аппараты». В 1995 г. ему присвоено звание профессора, а в 2004 г. – почётное звание заслуженного профессора университета. Он имеет более 250 печатных работ, из них 3 монографии, порядка 62 авторских свидетельств и патентов, 8 учебников и 5 учебных пособия с грифом МОН.

Анатолий Георгиевич – ведущий специалист Украины в области разработки полупроводниковых и гибридных аппаратов. Он является одним из создателей этого нового направления, базирующегося на применении новейших достижений силовой электроники и микросхемотехники в электроаппаростроении.

Под его руководством и при непосредственном участии были разработаны ряд серий полупроводниковых аппаратов, а также автоматизированных низковольтных комплектных устройств (НКУ) на их основе. Ниже приводятся важнейшие из них:

- полупроводниковые расцепители серии РП для автоматических выключателей АЗ700 (выпуск освоен в 1969 г. на Калининском заводе электроаппаратуры);
- гибридные контакторы переменного тока серий КТ64 и КТП64, КТ65 и КТП65 на напряжения до 660 В и постоянного тока серии КП81 на напряжения до 440 В и токи от 100 А до 630 А («Электроконтактор» – г. Владикавказ, НПО ХЭМЗ – г. Харьков, ЧЭАЗ – г. Чебоксары) в 1974 – 1977 гг.;
- полупроводниковые блоки для бездуговой коммутации серии БПК21 для контакторов переменного тока и серии БПК51 для контакторов постоянного тока («Электроавтоматика» – г. Ставрополь) в 1974 – 1976 гг.;

- комплекс специального автоматизированного технологического оборудования (более 40 типов исполнений), обеспечивающего настройку и испытания низковольтных автоматических выключателей на токи от 10 А до 1600 А (Донецкий электромеханический завод) в 1978 – 1981 гг.;

- бесконтактные полупроводниковые выключатели переменного и постоянного напряжения на токи от 63 А до 400 А для систем гарантированного электроснабжения (НПО ХЭМЗ) в 1985 – 1989 гг.;

- автоматизированные НКУ для систем низковольтного электроснабжения, в том числе быстродействующие устройства ввода резерва переменного и постоянного напряжения, устройства регулируемых асинхронных приводов и т.п. (НПО ХЭМЗ) в 1986 – 1994 гг.;

- электронные бытовые (класс 1,5) и промышленные (класс 1,0) счётчики активной энергии (завод «Коммунар» – г. Харьков, «Электрон» – г. Жёлтые воды и Мытищинский электротехнический завод) в 1992 – 1998 гг.

Он внёс большой вклад в создание основ теории полупроводниковых и гибридных аппаратов, им предложены методы расчёта нестационарных теплофизических и электромагнитных процессов в этих аппаратах, что позволяет успешно их проектировать.

Анатолий Георгиевич также проявил себя умелым организатором учебно-методической и научной работы на кафедре. Под его руководством были созданы и оснащены современным оборудованием следующие учебные лаборатории: ТОЭ, общей электротехники, промышленной электроники, микропроцессорной техники, электрических машин, основ метрологии и электрических измерений. За период, начиная с 1991 г., по результатам научных исследований, выполняемых на кафедре, были защищены 3 докторские и 8 кандидатских диссертаций. По его учебникам «Электроніка і мікросхемотехніка», «Полупроводниковые аппараты: коммутация, управление, защита», «Промислова електроніка і мікросхемотехніка», которые регулярно переиздаются многотысячным тиражом, обучаются студенты большинства вузов Украины по специальности «Электроэнергетика, Электротехника и Электромеханика». Также им изданы две монографии, посвящённые гибридной коммутационной аппаратуре.

Анатолий Георгиевич награждён медалью «За трудовую доблесть» и грамотой Харьковского областного совета за добросовестный труд в области образования. Среди коллег он пользуется заслуженным уважением за доброту, тактичность и скромность.

Сотрудники кафедры, ученики, друзья и коллеги от всей души поздравляя Анатолия Георгиевича с юбилеем, желают ему крепкого здоровья, хорошего настроения и дальнейших творческих успехов.

Редакционная коллегия журнала «Электротехника и электромеханика» присоединяется к этим теплым пожеланиям.





**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**