

ISSN 2074-272X

науково-практичний
журнал

2019/1



EIE електротехніка і **EIE** 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

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

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

НАЦІОНАЛЬНА РЕДАКЦІЙНА КОЛЕГІЯ*

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

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

NATIONAL EDITORIAL BOARD*

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

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

Адреса редакції / Editorial office address:

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

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

ISSN (print) 2074-272X

ISSN (online) 2309-3404

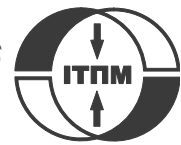
© Національний технічний університет "Харківський політехнічний інститут", 2019

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

Підписано до друку 20.02.2019 р. Формат 60 x 90 1/8. Папір – офсетний. Друк – лазерний. Друк. арк. 9,25.

Наклад 200 прим. Зам. № 66/172-01-2019. Ціна договірна.

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



ЗМІСТ

Електротехніка. Визначні події. Славені імена

Баранов М.И. Антология выдающихся достижений в науке и технике. Часть 47:

Авиаконструктор Игорь Сикорский и его свершения в самолето- и вертолетостроении 3

Електричні машини та апарати

Бондар Р.П. Дослідження характеристик магнітоелектричного лінійного вібраційного двигуна при роботі на пружно-в'язке навантаження 9

Гальченко В.Я., Бондаренко Ю.Ю., Филимонов С.А., Филимонова Н.В. Определение влияния геометрических параметров пьезокерамической пластины на амплитудные характеристики линейного пьезодвигателя 17

Pliuhin V., Sukhonos M., Pan M., Petrenko O., Petrenko M. Implementing of Microsoft Azure machine learning technology for electric machines optimization 23

Електротехнічні комплекси та системи. Силова електроніка

Волонцевич Д.О., Веретенников Е.А., Костяник И.В., Яремченко А.С., Ефремова А.И., Карпов В.О. Выбор мощности электропривода легкобронированных гусеничных и колесных машин с использованием одно- или двухступенчатых механических редукторов 29

Теоретична електротехніка та електрофізика

Бялобржеский О.В., Родькін Д.Й. Альтернативні показники потужності електричної енергії в однофазному колі з полігармонійними струмом і напругою 35

Makarchuk O., Calus D., Moroz V., Galuszkiewicz Z., Galuszkiewicz P. Two-dimensional fem-analysis of eddy currents loss in laminated magnetic circuits 41

Техніка сильних електричних та магнітних полів. Кабельна техніка

Гурин А.Г., Голик О.В., Золотарьов В.В., Антоненко С.Ю., Щепенюк Л.А., Гречко О.М. Статистична модель контролю стабільності напруги пробою ізоляції в процесі виробництва емальпроводів 46

Самохвалова Ж.В., Самохвалов В.Н. Магнитно-импульсное прессование электрических соединений многопроволочных проводов 51

Шутенко О.В., Загайнова А.А., Сердюкова Г.Н. Анализ влияния условий и режимов эксплуатации на техническое состояние основной изоляции высоковольтных вводов различной конструкции 57

Електричні станції, мережі і системи

Коліушко Д.Г., Руденко С.С. Аналіз методів контролю стану заземлювальних пристроїв діючих енергооб'єктів на сучасному етапі 67

Ювілеї

Баранов Михаил Иванович (к 70-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 47: Aircraft designer Igor Sikorsky and his accomplishments in design of airplanes and helicopters 3

Electrical Machines and Apparatus

Bondar R.P. Research of the magnetoelectric linear oscillatory motor characteristics during operation on elastoviscous loading 9

Halchenko V.Ya., Bondarenko Yu.Yu., Filimonov S.A., Filimonova N.V. Determination of influence of geometric parameters of piezoce-ramic plate on amplitude characteristics of linear piezomotor 17

Pliuhin V., Sukhonos M., Pan M., Petrenko O., Petrenko M. Implementing of Microsoft Azure machine learning technology for electric machines optimization 23

Electrotechnical Complexes and Systems. Power Electronics

Volontsevich D.O., Veretennikov E.A., Kostianik I.V., Iaremchenko A.S., Efremova A.I., Karpov V.O.. Determination of the electric drive power for lightly armored caterpillar and wheeled vehicles using single- or two-stage mechanical gearboxes 29

Theoretical Electrical Engineering and Electrophysics

Bialobrzheskyi O.V., Rodkin D.I. Alternative indicators of power of electric energy in a single-phase circuit with polyharmonic current and voltage 35

Makarchuk O., Calus D., Moroz V., Galuszkiewicz Z., Galuszkiewicz P. Two-dimensional fem-analysis of eddy currents loss in laminated magnetic circuits 41

High Electric and Magnetic Field Engineering. Cable Engineering

Guryn A.G., Golik O.V., Zolotaryov V.V., Antonets S.Yu., Shchebeniuk L.A., Grechko O.M. A statistical model of monitoring of insulation breakdown voltage stability in the process of enameled wires production 46

Samokhvalova Zh.V., Samokhvalov V.N. Magnetic-pulse pressing of electrical connections for stranded wires 51

Shutenko O.V., Zagaynova A.A., Serdyukova G.N. Analysis of operating conditions and modes influence on technical state of main insulation of high-voltage bushings of different design 57

Power Stations, Grids and Systems

Koliushko D.G., Rudenko S.S. Analysis of methods for monitoring of existing energy objects grounding devices state at the present stage 67

Anniversaries

Baranov M.I. (on the 70th 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.

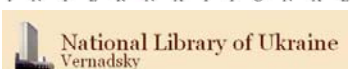
Починаючи з 2005 року згідно з договором між редакцією журналу «Електротехніка і Електромеханіка» та Всеросійським інститутом наукової та технічної інформації Російської академії наук (ВИНИТИ РАН), інформація про статті з журналу за відбором експертів ВИНИТИ розміщується у Реферативному журналі (РЖ) 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.urau.ua/>). Статті, оформлені згідно з Вимогами, будуть публікуватися у першу чергу.

М.И. Баранов

АНТОЛОГИЯ ВЫДАЮЩИХСЯ ДОСТИЖЕНИЙ В НАУКЕ И ТЕХНИКЕ. ЧАСТЬ 47: АВИАКОНСТРУКТОР ИГОРЬ СИКОРСКИЙ И ЕГО СВЕРШЕНИЯ В САМОЛЕТО- И ВЕРТОЛЕТОСТРОЕНИИ

Наведено короткий науково-історичний нарис про видатного українсько-американського авіаконструктора Ігоря Івановича Сікорського, якій став одним з основоположників світової авіації. Описані основні досягнення І.І. Сікорського в галузі літако- і вертолітобудування, що емігрував із охопленою громадянською війною Росії в США (1919 р.). Показано, що І.І. Сікорський є засновником не тільки американської, але і вітчизняної авіаційної промисловості. І.І. Сікорський став першою на нашій планеті людиною, яка утілила в реальність мрію геніального італійського винахідника Леонардо да Вінчі по створенню вертольота. Бібл. 12, рис. 12.

Ключові слова: авіація, видатний українсько-американський авіаконструктор Ігор Сікорський, основні досягнення в літако- і вертолітобудуванні, науково-історичний нарис.

Приведен краткий научно-исторический очерк о выдающемся украинско-американском авиаконструкторе Игоре Ивановиче Сикорском, ставшем одним из основоположников мировой авиации. Описаны основные достижения И.И. Сикорского в области самолето- и вертолетостроения, эмигрировавшего из охваченной гражданской войной России в США (1919 г.). Показано, что И.И. Сикорский является основателем не только американской, но и отечественной авиационной промышленности. И.И. Сикорский стал первым на нашей планете человеком, воплотившим в реальность мечту гениального итальянского изобретателя Леонардо да Винчи по созданию вертолета. Библ. 12, рис. 12.

Ключевые слова: авиация, выдающийся украинско-американский авиаконструктор Игорь Сикорский, основные достижения в самолето- и вертолетостроении, научно-исторический очерк.

Введение. В истории человечества имеется немало талантливых личностей, выведивших ту или иную область научно-технических знаний на новую более высокую степень своего развития. Одной из таких личностей оказался наш соотечественник Игорь Иванович Сикорский (рис. 1), ставший крупнейшим авиаконструктором 20-го столетия [1]. С его именем связаны многие выдающиеся достижения конструкторской мысли в мировой авиации. Следует отметить, что начало развития самолетостроения в Российской империи тесно связано с талантом этого человека. Значительная часть того в авиации, что совершил украинец по происхождению И.И. Сикорский, связана с развитием самолето- и вертолетостроения в США [1, 2]. Отдавая должное этому выдающемуся украинско-американскому авиаконструктору, постараемся в форме краткого научно-исторического очерка проследить его жизненный и творческий путь в авиации.



Рис. 1. Выдающийся авиаконструктор XX столетия Игорь Иванович Сикорский (25.05.1889 г. – 26.10.1972 г.) [2]

Целью статьи является подготовка краткого научно-исторического очерка об одном из основоположников мировой авиации, выдающемся украинско-американском авиаконструкторе И.И. Сикорском.

1. Начало жизненного и творческого пути. Родился герой нашего очерка 25 мая 1889 г. в семье доктора медицины, профессора Киевского университета им. Св. Владимира Ивана Алексеевича Сикорского, известного в Российской империи и за ее пределами своими многочисленными трудами по психиатрии [1]. Отец воспитывал своего младшего сына (Игорь был пятым ребенком в семье) по собственной методике в преданности Церкви, Престолу и Отечеству. Он сумел развить в нем непоколебимую волю и привить ему уникальное упорство в достижении поставленной благородной цели [1]. Мать будущего авиаконструктора, Мария Стефановна (в девичестве Темрюк-Черкасова), являвшаяся врачом по образованию (по специальности из-за домашних хлопот и воспитания детей не работала), привила Игорю любовь к музыке, литературе и искусству. Учиться он начал в 1-ой Киевской гимназии, а в 1903 г. пожелал продолжить свое образование в Морском кадетском корпусе (г. Петербург). По окончании общеобразовательных классов он покидает этот корпус с целью получения высшего технического образования. Молодой И.И. Сикорский для реализации своего истинного призвания в 1906 г. уезжает в г. Париж и поступает в Техническую школу Дювинье де Ланно [1]. Проучившись в этой школе всего один год, он в 1907 г. из-за смерти матери возвращается в г. Киев и поступает на механическое отделение Киевского политехнического института (КПИ) им. Императора Александра II. Успешно закончив первый учебный академический год в КПИ, И.И. Сикорский решил заняться практической работой в собственной мастерской по разработке и созда-

© М.И. Баранов

нию летательных аппаратов (ЛА) [1]. Следует отметить, что КПИ, основанный в 1898 г., был высшей технической школой России нового типа, где студенты получали глубокую естественнонаучную фундаментальную подготовку по математике, физике, химии и иным дисциплинам, на которых строилось преподавание общеинженерных курсов [4]. Обучение студентов в КПИ сочеталось с профессионально-практической работой на производстве и в научных лабораториях. В КПИ всячески поощрялась научно-исследовательская и практическая работа преподавателей и студентов в профильных научных кружках при институте. Идея постройки ЛА собственной конструкции всецело захватила молодого и подающего определенные надежды в области отечественного авиастроения И.И. Сикорского, забывшего на время о своей учебе в КПИ (временем его обучения в КПИ принято считать период 1907-1911 гг. [3]). Его первые опыты по созданию вертолета (так раньше называли вертолет) завершились неудачей. Трезво оценив сложившуюся ситуацию, он решил отложить работы по созданию собственного вертолета до лучших времен и заняться разработкой аэропланов с жестко закрепленным крылом. За период 1910-1911 гг. им на собственные средства было создано пять видов бипланов серии С-1 – С-5 с мощностью двигателя внутреннего сгорания от 15 до 50 л.с. (рис. 2). Достигнув на биплане типа С-5 высоты полета в 450 м и времени пребывания в воздухе около 1 часа, авиаконструктор И.И. Сикорский приобрел мировую известность [4].



Рис. 2. Молодой авиаконструктор И.И. Сикорский на своем одном из первых аэропланов типа С-2 (1910 г., г. Киев) [2]

2. Основные достижения авиаконструктора И.И. Сикорского в самолетостроении. В декабре 1911 г. на биплане собственной конструкции типа С-6 с двигателем мощностью в 100 л.с. И.И. Сикорский установил мировой рекорд скорости самолета в воздушном пространстве – 111 км/ч [5]. С 1912 г. по 1917 г. до конца недоучившийся в КПИ студент Игорь Сикорский занимал высокую должность главного конструктора авиационного отдела Русско-Балтийского завода в г. Петербурге (переименованном в дальнейшем силами российского революционного движения в г. Петроград), поставлявшего аэропланы для русской армии [1]. Интересно отметить, что в 1914 г. за выдающиеся достижения в сфере российского самолетостроения военного назначения И.И. Сикорский получает диплом инженера в Петербургском политехниче-

ском институте, ставшим при советской власти знаменитым на весь мир Ленинградским политехническим институтом (сейчас это учебное заведение называется Санкт-Петербургским техническим университетом). Именно на этом российском заводе И.И. Сикорский создает первые в мире многомоторные тяжелые самолеты «Русский витязь» и «Илья Муромец» (рис. 3). Его бипланы и монопланы принесли России славу одной из ведущих в мире авиационных держав.



Рис. 3. Четырехмоторный самолет-бомбардировщик «Илья Муромец» (С-22) военно-транспортного назначения разработки И.И. Сикорского (1913 г., г. Петербург, Россия) [2]

Тем не менее, в 1918 г. так много сделавший для развития российской авиации талантливый авиаконструктор, бывший студент старших курсов КПИ Игорь Сикорский, спасаясь от Красного террора, был вынужден покинуть Россию и уплыть английским пароходом из г. Мурманска во Францию [6]. Поработав в г. Париже около года на одном из авиастроительных заводов, наш молодой авиаконструктор пришел к судьбоносному для него выводу о том, что за океаном в Америке существует больше перспектив для развития тяжелого самолетостроения. Отметим, что авиаконструктор И.И. Сикорский еще до начала в 1914 г. Первой мировой войны твердо пришел к выводу о том, что в авиации будущее будет за большими ЛА с двумя и более двигателями. По его мнению, такие самолеты перед одномоторными аэропланами имели явные преимущества как в дальности полета, так и в транспортных возможностях. Кроме того, ЛА данного вида был более безопаснее одномоторных «собратьев». В марте 1919 г. он прибывает (точнее приплывает) из Европы в Северную Америку в морской порт г. Нью-Йорка – большие въездные «ворота» для многочисленных эмигрантов со всего мира. С этого времени и до конца своей долгой жизни его уникальный ум и творческие силы по большому счету всецело были направлены на развитие американской авиационной промышленности, защиту и процветание своей любимой семьи. После обычных первоначальных тяжелых мытарств и нескольких лет сурового выживания на чужбине в 1923 г. целеустремленный авиаконструктор И.И. Сикорский основал в США свою первую авиастроительную компанию «Sikorsky Aero Engineering Corporation», разрабатывающую и производящую ЛА [2]. Первым самолетом, выпущенным этой американской компанией, оказался пассажирский двухмоторный биплан типа S-29 (рис. 4) [2].



Рис. 4. Один из первых двухмоторных самолетов-бипланов типа S-29 гражданского назначения, разработанных и созданных И.И. Сикорским в «новом свете» (1924 г., США) [2]

Жизнь И.И. Сикорского в 1924 г. стала налаживаться: из бывшего СССР к нему на постоянное место жительства прибыли две родные сестры и подросткая дочь Татьяна от первого брака (его первая жена отказалась переезжать в США). Вскоре Игорь Иванович вступает во второй брак с русской эмигранткой Елизаветой Алексеевной Семеновой. Этот брак оказался счастливым для четы Сикорских: один за другим в их семье появились сыновья Сергей, Николай, Игорь и Георгий [1]. Их отец в это время упорно продолжал продвижение своих ЛА на американском рынке транспортных средств. И.И. Сикорский «открывает» для себя неиспользуемую в США нишу в авиастроении – производство самолетов-амфибий, способных взлетать с поверхности воды и садиться на нее. В 1928 г. И.И. Сикорский получает гражданство США, а в 1929 г. его компания стала отделением более крупной американской компании «United Aero Craft». В ней он занимает должность менеджера по конструкторским разработкам ЛА [7]. Это авиастроительное предприятие США выпускает двухмоторные десятиместные самолеты-амфибии типа S-38 (рис. 5) [1, 7].

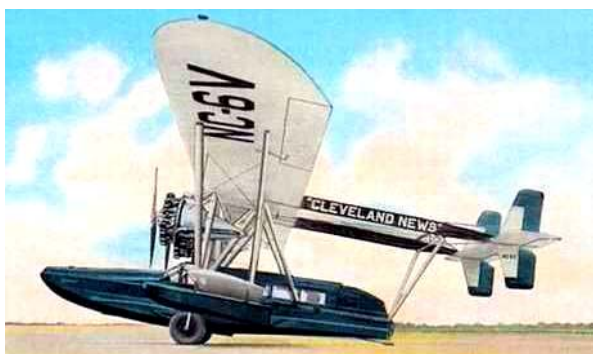


Рис. 5. Двухмоторный десятиместный самолет-амфибия типа S-38 разработки И.И. Сикорского (1929 г., США) [1]

В 1931 г. эта летающая «лодка» И.И. Сикорского открыла почтово-пассажирское сообщение в зоне Карибских островов и в Южную Америку. К лету 1937 г. компания «Pan American» на его четырехмоторных самолетах-амфибиях типа S-42 стала успешно обслуживать транстихоокеанскую и трансатлантическую трассы [7]. В дальнейшем данные магистральные самолеты были заменены на его более комфортабельные и надежные летающие «лодки» типа S-44 (рис. 6).



Рис. 6. Четырехмоторный магистральный пятидесятиместный пассажирский самолет-амфибия типа S-44 разработки авиаконструктора И.И. Сикорского (1937 г., США) [2]

К 1939 г. И.И. Сикорский разработал и создал в «металле» 17 типов самолетов [7]. В конце 1930-х годов из-за изменения в авиации коммерческой конъюнктуры для самолетов-амфибий И.И. Сикорский возвращается к идее постройки собственного вертолета.

3. Основные достижения авиаконструктора И.И. Сикорского в вертолетостроении. В конце 1938 г. И.И. Сикорский вместе со своими помощниками приступил к разработке принципиально нового и на то время еще никому неизвестного ЛА – вертолета. Так великий авиаконструктор уже в третий раз (первый раз – в России с 1910 г., а второй раз – в США с 1924 г.) практически с «нуля» начинает свою творческую карьеру в авиастроении. Его первый экспериментальный вертолет типа VS-300 (S-46) с открытым трубчатым каркасом поднялся в воздух 14 сентября 1939 г. под управлением самого авиаконструктора [1]. Этот вертолет имел оригинальную одновинтовую схему построения с автоматом перекоса лопастей и соответственно один подъемный винт. Для противодействия крутящему моменту, приводящему в круговое движение кабину ЛА, на его хвосте был установлен небольшой винт с механическим приводом от двигателя основного подъемного винта [1, 2]. В настоящее время данная одновинтовая схема построения вертолета считается классической. На ее основе с тех пор построено не менее 90 % всех вертолетов мира. Тогда же, в 1939 г., эту схему многие авиаконструкторы мира считали бесперспективной. В 1942 г. И.И. Сикорским был создан двухместный вертолет типа «Sikorsky XR-4» или S-47 (рис. 7), поступивший вскоре в серийное производство США [2].



Рис. 7. Авиаконструктор И.И. Сикорский в кабине своего нового технического «детища» – первого в мире серийного вертолета США типа «Sikorsky XR-4» (1942 г., США) [2]

Данный тип вертолета оказался единственным вертолетом стран антигитлеровской коалиции во время Второй мировой войны. Авиастроительная фирма «Sikorsky Aero Craft», ставшая лидером в вертолетостроении США и входившая в состав крупной американской компании «United Aero Craft», вновь получает самостоятельность и новую производственную базу в г. Бриджпорте. Акции этой фирмы пошли в «горю». В связи с большим ростом производственных заказов на вертолеты был построен новый завод по их изготовлению в г. Стратфорде, куда И.И. Сикорский и перевел свою резиденцию. Главным назначением вертолета он считал спасение человеческих жизней. В этой связи приведем высказанную им фразу [2]: «...Я уверен, что вертолет станет уникальным транспортным средством для спасения жизни людей». Легкий вертолет типа S-52 стал первым в мире вертолетом, совершившим фигуры высшего пилотажа. В 1953 г. И.И. Сикорским по его одновинтовой схеме был создан тяжелый вертолет с подъемным весом в 14 тонн [2]. Успешное применение боевых вертолетов конструкции И.И. Сикорского в Корейской войне заставило руководство бывшего СССР обратить пристальное внимание на винтокрылую технику. Так он косвенным путем повлиял и на развитие советского вертолетостроения. Самым лучшим вертолетом, созданным И.И. Сикорским в 1954 г., считается пассажирский вертолет типа S-58 (рис. 8). По своим летно-техническим и экономическим характеристикам он превосходил все вертолеты мира своего времени [2].



Рис. 8. Пассажирский вертолет типа S-58 – лучшая конструкция великого авиаконструктора И.И. Сикорского, ставшая для него «лебединой песней» (1954 г., США) [2]

На рис. 9 приведен общий вид вертолета-крана, разработанного и созданного И.И. Сикорским [1, 2].



Рис. 9. Общий вид вертолета-крана разработки авиаконструктора И.И. Сикорского в работе (1950-е годы, США) [2]

Авиаконструктор И.И. Сикорский (рис. 10), как основатель мирового вертолетостроения, многие годы оставался на недостижимой научно-технической «высоте». Им, кроме разработанных и построенных в России и США 17 типов самолетов, в США было создано 18 базовых типов вертолетов [2]. За свою жизнь И.И. Сикорский получил свыше 80 различных почетных наград, призов и дипломов. Среди них российский орден Св. Владимира 4-й степени, золотые медали Дениэла Гуггенхайма, Джеймса Уатта и диплом Национальной галереи славы изобретателей. В 1948 г. ему была вручена редкая награда – Мемориальный приз братьев Райт, а в 1967 г он был награжден Почетной медалью Джона Фрица за научно-технические достижения в области фундаментальных и прикладных наук [2]. Заметим, что в мировой авиации этой медалью до него был награжден только Орвил Райт – основоположник мирового самолетостроения. Авиаконструктор И.И. Сикорский был избран почетным доктором многих ведущих университетов мира [2, 7].

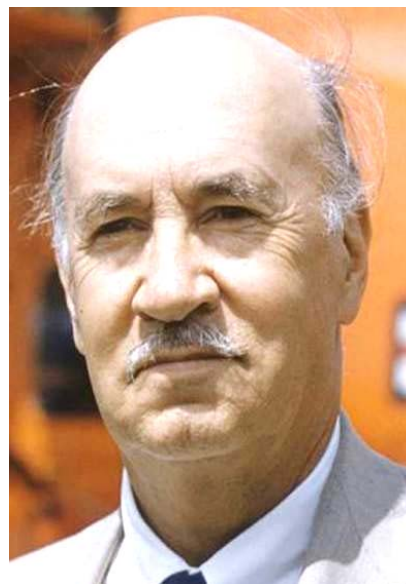


Рис. 10. Всемирно признанный мэтр мировой авиации, авиаконструктор И.И. Сикорский в период расцвета своей изобретательской и инженерной деятельности на американской земле (1950-е годы, г. Истон, штат Коннектикут, США) [10]

4. Общечеловеческие качества авиаконструктора И.И. Сикорского. Каким человеком был этот выдающийся авиаконструктор? Среднего роста, с мягкой и даже застенчивой манерой разговора и поведения среди людей [2]. Судя по данным литературных источников [7, 8], он обладал недюжинной как физической, так и моральной силой. Увлекался альпинизмом: он покорил ряд горных вершин США и Канады. Особенно интересовался земными вулканами. Он считал их «могучими и величественными феноменами земной природы» [2]. Был достаточно замкнутым человеком. Человеческому общению предпочитал уединение. Часто уезжал на автомашине на природу далеко от городской суеты. Был заботливым отцом. Его дочь Татьяна стала профессором социологии Бриджпортского университета. Его старший сын Сергей стал инженером-конструктором и работал с ним на авиастроительной

фирме (по карьерной лестнице дошел до должности вице-президента, т.е. заместителя отца). Другие сыновья И.И. Сикорского избрали иные профессии: Николай стал скрипачом, Игорь – адвокатом, а Георгий – математиком [2]. И.И. Сикорский с учетом патриархального воспитания в семье своих родителей был глубоко религиозным человеком. Он материально поддерживал Русскую православную церковь в Америке [2]. Сам был автором ряда богословских трудов. Его голову обычно венчала любимая шляпа «федора» (см. рис. 1). Он и окружающие его сотрудники считали, что эта шляпа обычно приносит ему удачу как на производстве, так и дома.

По словам людей, близко знавших выдающегося авиаконструктора, он был исключительно миролюбивым человеком, а главной миссией авиации считал облегчение жизненного быта и труда людей [5]. По словам сына пионера вертолетной индустрии США Сергея Сикорского его отец И.И. Сикорский был разносторонней личностью: высококвалифицированным инженером, первоклассным летчиком и философом [9]. Кроме авиации в жизни его интересовало многое – литература, классическая музыка, история, богословие. Согласно словам старшего сына Сергея [9]: «...Миллионером в США отец так и не стал. Но наша семья жила удобно и без материальных проблем».

5. Возвращение великого авиаконструктора И.И. Сикорского в альма-матер. В 1998 г. в КПИ в честь знаменитого авиаконструктора и его бывшего студента была открыта мемориальная доска [4]. Она украсила кирпичную стену корпуса бывших исследовательских мастерских, в которых трудился молодой и целеустремленный Игорь Сикорский над созданием своих первых аэропланов. 14 мая 2008 г. в КПИ был открыт памятник И.И. Сикорскому (рис. 11) [11].



Рис. 11. Памятник выдающемуся украинско-американскому авиаконструктору И.И. Сикорскому в кампусе Национального технического университета Украины «Киевский политехнический институт» (2008 г., г. Киев, Украина) [11]

На мраморной плите постамента этого первого в мире памятника выдающемуся авиаконструктору XX века заслуженным художником Украины, скульптором Николаем Олейником были выбиты следующие слова И.И. Сикорского, сказанные им на склоне лет [4]: «...Снимаю шляпу перед альма-матер, которая подготовила меня к покорению неба». Ректор КПИ, академик НАН Украины М.З. Згуровский при открытии памятника бывшему талантливому студенту КПИ, ставшему всемирно известным авиаконструктором, отметил, что «...И.И. Сикорский своим образом, примером и своей судьбою будет вдохновлять молодых политехников на осуществление своей мечты» [11]. 26 августа 2016 г. НТУУ «КПИ» (рис. 12) стал называться Национальным техническим университетом Украины «Киевский политехнический институт» имени Игоря Сикорского [12]. Соответствующий приказ №992 от 17 августа 2016 г. был подписан министром образования и науки Украины Л.М. Гриневич [12].



Рис. 12. Общий вид главного учебного корпуса НТУУ «КПИ» имени Игоря Сикорского (2016 г., г. Киев, Украина) [12]

Так великий соотечественник и авиаконструктор современности после своей смерти возвратился в родной ему г. Киев и в свою незабываемую альма-матер.

Выводы. С именем нашего известного соотечественника Игоря Ивановича Сикорского, ставшего одним из крупнейших авиаконструкторов XX века, связаны многие научно-технические достижения в области мирового самолето- и вертолетостроения. Им в России и США были разработаны и построены 17 базовых типов самолетов и 18 базовых типов вертолетов, работающих на поршневых и газотурбинных двигателях. Он стал «отцом» мирового вертолетостроения. На вертолетах его разработки были впервые в мире совершены перелеты (с дозаправкой в воздухе) через Атлантический (S-61, 1967 г.) и Тихий (S-65, 1970 г.) океаны. Одним из показателей надежности созданных им конструкций ЛА является то, что до сих пор президенты США летают на вертолетах с надписью «Sikorsky» на борту. Выдающийся украинско-американский авиаконструктор И.И. Сикорский сыграл судьбоносную роль в становлении и развитии мировой авиации. За свои ЛА он был удостоен многих почетных званий и наград. Главной наградой ему все же остается благодарность людей со всех континентов нашей планеты, использующих в мирных целях созданные им летающие машины и разработанные им принципы их проектирования и построения.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. <https://www.pravmir.ru/igor-ivanovich-sikorskij-geroj-izgnannik-otec-aviacii>.
2. https://www.maximonline.ru/longreads/photogallery/_article/chelovek-s-vintom.
3. <http://kpi.ua/ru/sikorsky>.
4. <http://kpi.ua/ru/node/7895>.
5. <https://history.vn.ua/book/person/80.html>.
6. <http://www.tvc.ru/news/show/id/69580>.
7. <http://to-name.ru/biography/igor-sikorskij.htm>.
8. Катышев Г.И., Михеев В.Р. *Авиаконструктор Игорь Иванович Сикорский*. 1889-1972. – М.: Наука, 1989. – 176 с.
9. <https://fakty.ua/149040-syn-legendarnogo-aviakonstruktora-igor-ya-sikorskogo>.
10. <http://www.tvc.ru/news/show/id/69580>.
11. <http://kpi.ua/ru/node/950>.
12. <https://gordonua.com/news/society/kiievskiy-politeh-nicheskiy-institut-poluchil-imya-sikorskogo-147197.html>.

REFERENCES

1. Available at: <https://www.pravmir.ru/igor-ivanovich-sikorskij-geroj-izgnannik-otec-aviacii> (accessed 11 May 2017). (Rus).
2. Available at: https://www.maximonline.ru/longreads/photogallery/_article/chelovek-s-vintom (accessed 9 May 2017). (Rus).
3. Available at: <http://kpi.ua/ru/sikorsky> (accessed 19 October 2017). (Rus).
4. Available at: <http://kpi.ua/ru/node/7895> (accessed 29 July 2017). (Rus).
5. Available at: <https://history.vn.ua/book/person/80.html> (accessed 29 January 2018). (Rus).
6. Available at: <http://www.tvc.ru/news/show/id/69580> (accessed 22 February 2018). (Rus).
7. Available at: <http://to-name.ru/biography/igor-sikorskij.htm> (accessed 10 March 2018). (Rus).
8. Katyshev G.I., Mikheev M.R. *Aviakonstruktor Igor Ivanovich Sikorskiy. 1889-1972* [Aircraft Designer Igor Ivanovich Sikorskiy. 1889-1972]. Moscow, Nauka Publ., 1989. 176 p. (Rus).
9. Available at: <https://fakty.ua/149040-syn-legendarnogo-aviakonstruktora-igor-ya-sikorskogo> (accessed 8 May 2018). (Rus).
10. Available at: <http://www.tvc.ru/news/show/id/69580> (accessed 18 April 2018). (Rus).
11. Available at: <http://kpi.ua/ru/node/950> (accessed 23 May 2018). (Rus).
12. Available at: <https://gordonua.com/news/society/kiievskiy-politeh-nicheskiy-institut-poluchil-imya-sikorskogo-147197.html> (accessed 10 June 2018). (Rus).

Поступила (received) 01.10.2018

*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 47: Aircraft designer Igor Sikorskiy and his accomplishments in design of airplanes and helicopters.

Purpose. Preparation of short scientifically-historical essay about one of founders of world aviation, prominent Ukrainian and American aircraft designer I.I. Sikorskiy. **Methodology.** Known scientific methods of collection, analysis and analytical treatment of scientific and technical information, touching becoming and development of world aviation and resulted in scientific monographs, journals and internet-reports. **Results.** A short scientifically-historical essay about a prominent Ukrainian and American aircraft designer Igor Ivanovich Sikorskiy, becoming one of founders of world aviation. Basic scientific and technical achievements of I.I. Sikorskiy in an area of design of airplanes and helicopters, emigrating because of overcame civil war from Russia to the USA (1919). It is shown that I.I. Sikorskiy is the founder of not only American but also domestic aviation industry. I.I. Sikorskiy became the first on our planet incarnating in reality the dream of the genius Italian inventor Leonardo da Vinci on creation of helicopter. He became the «father» of world design of helicopters. By him in Russia and the USA 17 base types of airplanes and 18 base types of helicopters were developed and built, operating on piston and gas-turbine engines. Helicopters development by I.I. Sikorskiy firstly the world accomplished flying (with refuelling in mid air) over Atlantic (S-61, 1967) and pacific (S-65, 1970) oceans. It is marked that one of reliability indexes of the designs of aircrafts created by him is that until now the Presidents of the USA fly on helicopters with inscription of «Sikorskiy» onboard. **Originality.** Certain systematization is executed known from scientific publications and other mass of scientific and technical materials media, touching becoming and development of world aviation and contribution to world design of airplanes and helicopters of prominent Ukrainian and American aircraft designer I.I. Sikorskiy. **Practical value.** Scientific popularization and deepening for University students, engineering, technical and scientific workers of scientific and technical knowledge in the field of history of becoming and development of world design of airplanes and helicopters, extending their scientific and technical range of interests and further development of scientific and technical progress in society. References 12, figures 12.

Key words: aviation, prominent Ukrainian and American aircraft designer Igor Sikorskiy, basic achievements in construction of airplanes and helicopters, scientifically-historical essay.

Р.П. Бондар

ДОСЛІДЖЕННЯ ХАРАКТЕРИСТИК МАГНІТОЕЛЕКТРИЧНОГО ЛІНІЙНОГО ВІБРАЦІЙНОГО ДВИГУНА ПРИ РОБОТІ НА ПРУЖНО-В'ЯЗКЕ НАВАНТАЖЕННЯ

Розглянуто магнітоелектричний лінійний двигун вібраційної дії циліндричної топології. Шляхом лінеаризації рівнянь динаміки, отримано вирази для розрахунку робочих характеристик двигуна в залежності від параметрів пружно-в'язкого навантаження. Характеристики визначаються для трьох режимів роботи – для сталого значення струму двигуна та для сталих амплітуди коливань і прискорення. Проведено дослідження в лінійній постановці, де розглядається одномасова коливальна система, в якій параметри навантаження враховуються як еквівалентні коефіцієнти жорсткості та в'язкого тертя. Для побудови розрахункової схеми заміщення використовується метод електромеханічних аналогій. Проведено експериментальні дослідження робочих характеристик магнітоелектричного двигуна вібраційної дії та виконано порівняльний розрахунок характеристик за допомогою представленої лінійної моделі. Бібл. 7, табл. 1, рис. 7.

Ключові слова: магнітоелектричний лінійний двигун, пружно-в'язке навантаження, робочі характеристики.

Рассмотрен магнитоэлектрический двигатель вибрационного действия цилиндрической топологии. Путем линеаризации уравнений динамики, получены выражения для расчета рабочих характеристик двигателя в зависимости от параметров упруго-вязкой нагрузки. Характеристики определяются для трёх режимов работы – для постоянного значения тока двигателя и для постоянных амплитуды колебаний и ускорения. Выполнено исследование в линейной постановке, где рассматривается одномассовая колебательная система, в которой параметры нагрузки учитываются как эквивалентные коэффициенты жесткости и вязкого трения. Для построения расчетной схемы замещения используется метод электромеханических аналогий. Выполнены экспериментальные исследования рабочих характеристик магнитоэлектрического двигателя вибрационного действия, а также сравнительный расчет характеристик с помощью представленной линейной модели. Библ. 7, табл. 1, рис. 7.

Ключевые слова: магнитоэлектрический линейный двигатель, упруго-вязкая нагрузка, рабочие характеристики.

Вступ. Вібраційні технології є основою багатьох сучасних технологічних процесів пов'язаних з переміщенням та обробкою матеріалів, ущільненням, сортуванням, гранулюванням тощо. Зазвичай для реалізації зворотно-поступального руху застосовуються обертові двигуни з відповідними механічними передачами. Невисока ефективність обертових приводів зумовлена значними механічними втратами в передавальних пристроях, а недостатня надійність – динамічними перевантаженнями та недовговічністю застосовуваних в них типових серій асинхронних двигунів.

Лінійні двигуни (ЛД) є альтернативою традиційним приводам на основі двигунів обертання з передачами, що перетворюють обертальний рух в прямолінійний. До їх переваг відносяться відсутність механічних передач, низький рівень шуму, висока надійність та покращена керованість.

Використання вібраційних пристроїв з приводом від лінійних двигунів має свої особливості, які визначаються характером робочого процесу. Для того, щоб вібратор виконував певну технологічну операцію (ущільнення, перемішування, тощо), необхідно забезпечити відповідність електромеханічних характеристик ЛД вимогам робочого процесу.

Дослідженням та розрахункам характеристик ЛД вібраційної дії присвячено низку праць. Значна увага, під час дослідження таких систем, приділялась аналізу динамічної поведінки приводу в залежності від параметрів ЛД та робочої частоти [1-3], тобто частотним характеристикам. При цьому електромеханічна система розглядається як одномасова, на підставі лінійної заступної схеми з постійними зосередженими параметрами. Вплив параметрів пружно-в'язкого навантаження на частотні характеристики ЛД (зокрема коефіцієнту потужності) досліджувався в роботі [4].

В [5] визначено обмеження щодо використання лінійної моделі шляхом порівняння з результатами розрахунку за допомогою уточненої нелінійної моделі на підставі методу скінченних елементів. Використання частотно-залежних параметрів заступної схеми [6] дозволило розширити частотний діапазон лінійної моделі для визначення характеристик ЛД вібраційної дії.

Зазначені роботи вирішують проблему розрахунку характеристик вібратора з приводом від ЛД залежно від частоти. При цьому параметри ЛД є визначеними, наприклад, на підставі скінченно-елементного аналізу. Разом з тим, значний вплив на характеристики мають параметри та характер навантаження, особливо тоді, коли воно є змінним. Така зміна може зумовити появу аварійних режимів, або неефективне використання машини та низький ККД. Тому актуальним є питання дослідження робочих характеристик ЛД вібраційної дії в залежності від параметрів навантаження та створення математичних моделей для розрахунку параметрів ЛД із заданими робочими характеристиками.

Метою роботи є розробка математичної моделі для розрахунку робочих характеристик ЛД вібраційної дії із пружно-в'язким навантаженням та дослідження впливу параметрів навантаження на характеристики машини в різних експлуатаційних режимах.

Вплив параметрів навантаження на характеристики ЛД вібраційної дії. Лінійна постановка задачі. Для визначення впливу параметрів навантаження на робочі характеристики, проведемо дослідження за допомогою лінійної моделі ЛД вібраційної дії, що характеризується наступними припущеннями.

Напруга джерела живлення та струм ЛД є синусоїдними. Параметри машини є сталими і не залежать

© Р.П. Бондар

від режиму роботи. Еквівалентна механічна схема (рис. 1,а) представлена зосередженою масою m_a , що здійснює гармонічні коливання відносно положення механічної рівноваги з координатою $x_a = 0$ під дією синусоїдної електромагнітної сили ЛД $F_{ev}(i_v)$. Відновлювальні та дисипативні сили представлені через відповідні коефіцієнти жорсткості пружної підвіски k_v та в'язкого тертя b_v .

Силову характеристику навантаження представлена сумою пружної складової, пропорційної до переміщення якоря ЛД x_a , та сили в'язкого тертя, пропорційної швидкості v_a , тобто

$$F_l(x_a, v_a) = k_l x_a + b_l v_a, \quad (1)$$

де k_l , b_l – відповідно коефіцієнти жорсткості та в'язкого тертя навантаження. Подібний характер навантаження є типовим, зокрема, для приводів компресорів [4].

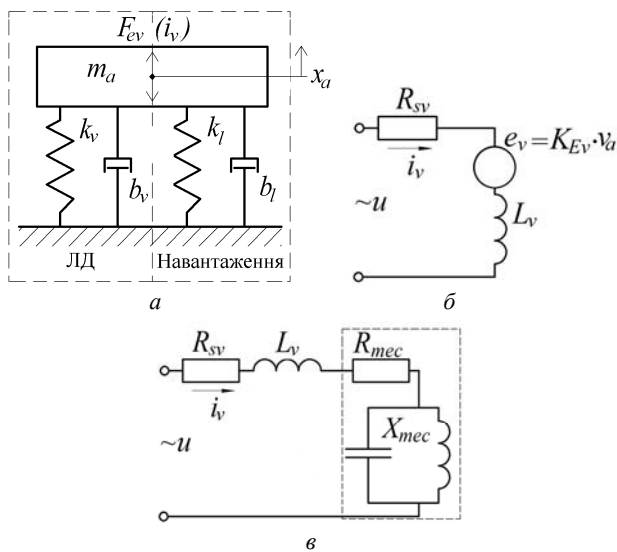


Рис. 1. Еквівалентна механічна (а) та електричні схеми (б, в)

Вважається також, що електрична схема заміщення ЛД (рис. 1,б) представлена послідовно з'єднаними опором R_{sv} , індуктивністю L_v (стале усереднене значення) та джерелом e_v , що моделюють відповідно активний опір обмотки статора, індуктивність обмотки статора та індуквану внаслідок руху якоря ЕРС. Нелінійні властивості магнітопроводів машини нехтуються.

Наведеним схемам заміщення відповідає наступна система диференціальних рівнянь:

$$\left. \begin{aligned} u_v &= i_v R_{sv} + L_v \frac{di_v}{dt} + K_{Ev} v_a; \\ m_a \frac{d^2 x_a}{dt^2} &= F_{ev}(i_v) - F_l(x_a, v_a) - k_v x_a - b_v \frac{dx_a}{dt}; \\ \frac{dx_a}{dt} &= v_a, \end{aligned} \right\} (2)$$

де $u_v = U_m \sin(2\pi f t)$ – напруга живлення обмотки ЛД; U_m – амплітуда напруги живлення; i_v – струм статора ЛД; K_{Ev} – коефіцієнт ЕРС ЛД; $F_{ev}(i_v) = K_{Fv} i_v$ – електромагнітна сила ЛД; K_{Fv} – коефіцієнт електромагнітної сили.

У частотній області система (2) запишеться:

$$\left. \begin{aligned} \underline{U}_v &= \underline{I}_v (R_{sv} + j\omega L_v) + K_{Ev} \underline{V}_a; \\ -m_a \omega^2 \underline{X}_a &= K_{Fv} \underline{I}_v - (k_l + k_v) \underline{X}_a - j\omega (b_l + b_v) \underline{X}_a; \\ j\omega \underline{X}_a &= \underline{V}_a, \end{aligned} \right\} (3)$$

де ω – кутова частота напруги живлення і механічних коливань.

З другого рівняння системи (3) визначимо переміщення

$$\underline{X}_a = \frac{K_{Fv} \underline{I}_v}{k_l + k_v - m_a \omega^2 + j\omega (b_l + b_v)}. \quad (4)$$

Виділивши дійсну і уявну частини рівняння (4) і прийнявши початкову фазу струму ЛД рівною нулю, можливо визначити амплітуду коливань через відповідні складові комплексного переміщення

$$X_{am} = \frac{K_{Fv} I_{vm}}{\sqrt{(k_l + k_v - m_a \omega^2)^2 + \omega^2 (b_l + b_v)^2}}, \quad (5)$$

де I_{vm} – амплітудне значення струму обмотки ЛД.

Для визначення резонансної частоти знайдемо похідну від (5) за частотою і прирівняємо її до нуля, звідки

$$\omega_r = \sqrt{\frac{k_l + k_v}{m_a} - \frac{(b_l + b_v)^2}{2m_a^2}}. \quad (6)$$

Розглянемо, як змінюються властивості вібраційної системи в залежності від параметрів навантаження.

З рівняння (5) випливає, що коли $k_l + k_v < m_a \omega^2$, зростання коефіцієнту k_l призводить до збільшення амплітуди коливань, а якщо $k_l + k_v > m_a \omega^2$ – до зменшення. Збільшення коефіцієнту демпфування b_l призводить до зменшення амплітуди коливань і навпаки.

Інші характеристики ЛД вібраційної дії розглянемо використовуючи метод електромеханічних аналогій. Для цього зручно представити механічну ланку системи відповідними опорами, значення яких можуть бути отримані з наступного.

З рівняння (4) слідує, що

$$j\omega \underline{X}_a = \underline{V}_a = \frac{j\omega K_{Fv} \underline{I}_v}{k_l + k_v - m_a \omega^2 + j\omega (b_l + b_v)}.$$

Підставивши даний вираз в перше рівняння системи (3), отримаємо

$$\underline{U}_v = \underline{I}_v \left(R_{sv} + j\omega L_v + \frac{j\omega K_{Fv} K_{Ev}}{k_l + k_v - m_a \omega^2 + j\omega (b_l + b_v)} \right),$$

звідки видно, що повний опір системи має електричну $\underline{Z}_e = R_{sv} + j\omega L_v$ та механічну

$$\underline{Z}_{mec} = \frac{j\omega K_{Fv} K_{Ev}}{k_l + k_v - m_a \omega^2 + j\omega (b_l + b_v)} \text{ складові.}$$

За аналогією з електричними колами, активний та реактивний механічні опори визначаються відповідно як дійсна та уявна частини комплексного повного механічного опору, тобто

$$\underline{Z}_{mec} = \frac{K_{Fv}K_{Ev}(b_l + b_v)\omega^2}{(k_l + k_v - m_a\omega^2)^2 + (b_l + b_v)^2\omega^2} + j \frac{\omega K_{Fv}K_{Ev}(k_l + k_v - m_a\omega^2)}{(k_l + k_v - m_a\omega^2)^2 + (b_l + b_v)^2\omega^2}. \quad (7)$$

Дійсна частина виразу (7) являє собою активний механічний опір

$$R_{mec} = \frac{K_{Fv}K_{Ev}(b_l + b_v)\omega^2}{(k_l + k_v - m_a\omega^2)^2 + (b_l + b_v)^2\omega^2},$$

а уявна – реактивний механічний опір

$$X_{mec} = \frac{\omega K_{Fv}K_{Ev}(k_l + k_v - m_a\omega^2)}{(k_l + k_v - m_a\omega^2)^2 + (b_l + b_v)^2\omega^2}.$$

Відповідна схема заміщення представлена на рис. 1,в.

Після визначення опорів коефіцієнт потужності ЛД може бути визначений згідно виразу

$$PF_v = \frac{R_{sv} + R_{mec}}{\sqrt{(R_{sv} + R_{mec})^2 + (X_{sv} + X_{mec})^2}}, \quad (8)$$

де $X_{sv} = \omega L_v$ – реактивний опір обмотки ЛД.

Згідно зі схемою заміщення, показаною на рис. 1,в, діюче значення напруги живлення ЛД визначиться з виразу

$$U_v = I_v \sqrt{(R_{sv} + R_{mec})^2 + (X_{sv} + X_{mec})^2}. \quad (9)$$

Тоді потужність споживання дорівнюватиме

$$P_v = U_v I_v PF_v. \quad (10)$$

Одним з можливих робочих режимів ЛД вібраційної дії є режим, коли в обмотці підтримується стале значення струму $I_v = \text{const}$. Амплітуду коливань, коефіцієнт потужності, напругу та потужність ЛД, для цього режиму, можливо визначити за виразами (5, 8-10) відповідно. Такий режим роботи є сприятливим з метою уникнення електричних перевантажень, проте не виключає перевантажень механічних. Крім того, даний режим не завжди є оптимальним для забезпечення необхідних механічних характеристик приводу (амплітуди, швидкості, змушувального зусилля чи прискорення робочого органу). Тому доцільно розглянути також задачу, коли необхідно визначити струм ЛД, властивості пружної системи та коефіцієнт електромагнітної сили для заданих механічних характеристик. В якості останніх розглянемо режими, коли має забезпечуватись стала амплітуда коливань $X_{am} = \text{const}$ та стале прискорення $A_{am} = \text{const}$.

З виразу (5) діюче значення струму, який забезпечує необхідну амплітуду коливань, буде дорівнювати

$$I_v|_{X_{am}=\text{const}} = \frac{X_{am} \sqrt{(k_l + k_v - m_a\omega^2)^2 + \omega^2(b_l + b_v)^2}}{\sqrt{2}K_{Fv}}, \quad (11)$$

звідки видно, що коли $k_l + k_v < m_a\omega^2$, зростання коефіцієнту k_l призводить до зменшення струму необхідного для підтримання сталої амплітуди коливань, а якщо $k_l + k_v > m_a\omega^2$ – до збільшення. Зростання коефіцієнту демпфування b_l призводить до збільшення струму ЛД і навпаки.

Режим сталого прискорення $A_{am} = X_{am}\omega^2 = \text{const}$, за умови незмінної коливальної маси, також забезпечує постійність сили інерції, оскільки остання дорівнює $F_0 = m_a X_{am}\omega^2$.

Враховуючи наведене вище, діюче значення струму ЛД, для режиму незмінного прискорення, визначиться з виразу

$$A_{am} = \frac{K_{Fv}I_{vm}\omega^2}{\sqrt{(k_l + k_v - m_a\omega^2)^2 + \omega^2(b_l + b_v)^2}},$$

звідки

$$I_v|_{A_{am}=\text{const}} = \frac{A_{am} \sqrt{(k_l + k_v - m_a\omega^2)^2 + \omega^2(b_l + b_v)^2}}{\sqrt{2}K_{Fv}\omega^2}. \quad (12)$$

Напруга, коефіцієнт потужності та потужність для двох останніх режимів можуть бути розраховані за виразами (8-10) з врахуванням (11, 12).

Зв'язок наведених характеристик з головними розмірами та параметрами ЛД визначається через коефіцієнт електромагнітної сили [7] $K_{Fv} = \Psi_m \pi / \tau$, де Ψ_m – амплітуда потокозчеплення обмотки; τ – полюсна поділка.

Конструкція дослідного ЛД вібраційної дії та навантажувальної машини. Як дослідна, так і навантажувальна машини мають циліндричну конфігурацію. Статор дослідної машини (рис. 2,а) має шихтоване осердя 1 з електротехнічної сталі та обмотку з двох котушок 2. Якір машини містить намагнічений в осьовому напрямку постійний магніт 3 та два полюси 4, які виконані з конструкційної сталі та мають радіальні розрізи для зменшення вихрових струмів.

Навантаження дослідного двигуна здійснюється за допомогою навантажувальної машини показаної на рис. 2,б. Статор машини містить корпус 5, осердя з двома феромагнітними полюсами 6, між якими розміщена обмотка 7. Для покращення питомих силових показників в магнітопроводі статора застосовано постійний магніт 8 тороїдної форми з осьовим напрямком намагнічування. Електромагнітна сила машини визначається силою та напрямком струму в обмотці, а також положенням феромагнітного якоря 9 відносно статора. Полюси статора та якір виконані суцільними та мають радіальні розрізи з метою зменшення вихрових струмів.

Основні конструктивні параметри дослідної та навантажувальної машин наведено в табл. 1.

Відповідно до наведених вище механічної та електричної схем заміщення (див. рис. 1), значення параметрів для розрахунку робочих характеристик є наступними.

Маса коливальної частини (сумарна маса якорів дослідної та навантажувальної машин, а також приєднана маса пружної підвіски) складає $m_a = 6,72$ кг. Пружна підвіска ЛД має жорсткість $k_v = 153291$ Н/м, коефіцієнт в'язкого тертя $b_v = 44,9$ кг/с.

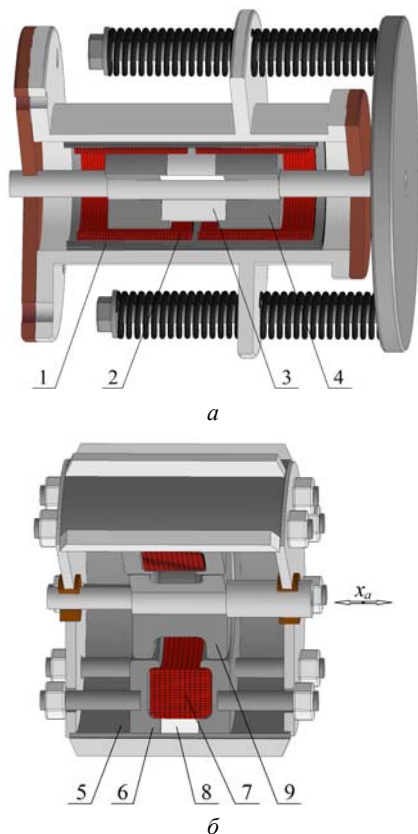


Рис. 2. Конструкція дослідної (а) та навантажувальної (б) машин

Параметри електричної схеми заміщення ЛД (див. рис. 1,б) становлять: $K_{Fv} = K_{Ev} = 13,1$; $R_{sv} = 3,1$ Ом; $L_v = 0,02$ Гн.

Таблиця 1

Конструктивні параметри дослідної та приводної машин

Дослідна машина	Амплітуда коливаль (робоча)		мм	10
	Якір			
	Постійний магніт	матеріал	NdFeB(N42)	
		залишкова магнітна індукція	Тл	1,3
	Статор			
	Магнітопровід	зовнішній діаметр	мм	89
		довжина	мм	165
	Котушки статора	перетин проводу	мм ²	1,06
		кількість витків	–	300
	Полосна поділка	мм	79	
Робоча амплітуда коливаль	мм	10		
Навантажувальна машина	Фізичні параметри			
	Постійний магніт	матеріал	NdFeB(N42)	
		залишкова магнітна індукція	Тл	1,3
	Осердя	матеріал	Ст3	
	Обмотка	кількість витків	380	
		дріт	ПСД, Ø1,12	
	Основні розміри			
	Полосна поділка	мм	36	
	Габаритні розміри	діаметр	мм	160
		довжина	мм	120

Параметри навантажувальної машини змінюються залежно від струму живлення і знаходяться в межах $b_l = (17 \div 31)$ кг/с, $k_l = (3600 \div 26100)$ Н/м.

Експериментальне дослідження робочих характеристик ЛД вібраційної дії. Дослідження характеристик ЛД, в залежності від параметрів навантаження, проводилось на експериментальному стенді представленому на рис. 3.

Якір дослідного ЛД вібраційної дії 1 (LM) жорстко з'єднується з якорем навантажувальної машини 2 (ТМ). Живлення дослідної машини здійснюється від синусоїдного джерела, що реалізується за допомогою генератора 3 (G) та підсилювача 4 (Am).

Під час дослідів в обмотці навантажувальної машини підтримується певне стале значення струму. Для цього застосовується гістерезисний регулятор струму, виконаний на мікроконтролері 5 (MCU), який керує інвертором 6 (IA).

Вимірювання напруг, струмів ЛД та навантажувальної машини виконується за допомогою датчиків VS1, VS2, CS1, CS2. Установка обладнана акселерометром AS, що кріпиться до якоря дослідної машини. Сигнали вимірюваних величин подаються на багатоканальний вимірювальний модуль АЦП 7 (ADC) і передаються до комп'ютера 8 (PC), який виконує функцію реєстратора.

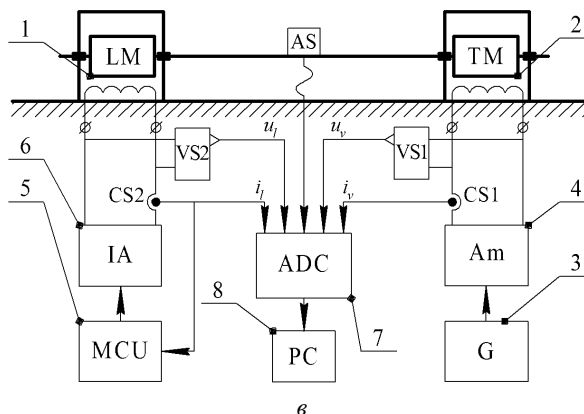


Рис. 3. Стенд для дослідження характеристик ЛД вібраційної дії: а, б – зовнішній вигляд; в – схема

На рис. 4 показано залежності контрольованих величин як функцій часу для випадку, коли: $I_v = 4,75$ А; $I_l = -2$ А; $X_{am} = 0,0048$ м; $f = 23,5$ Гц.

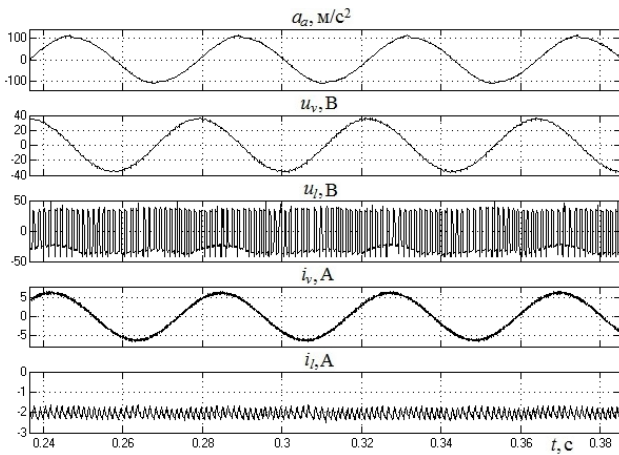
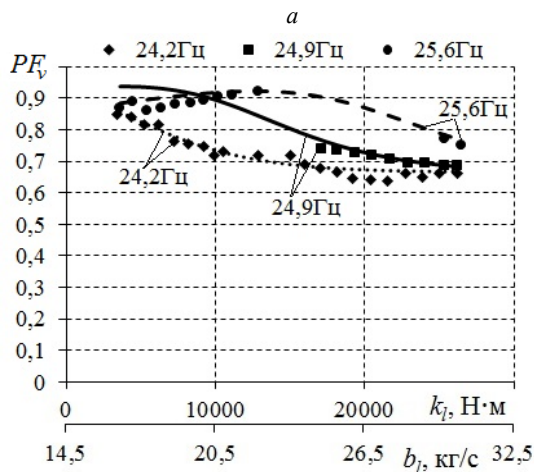
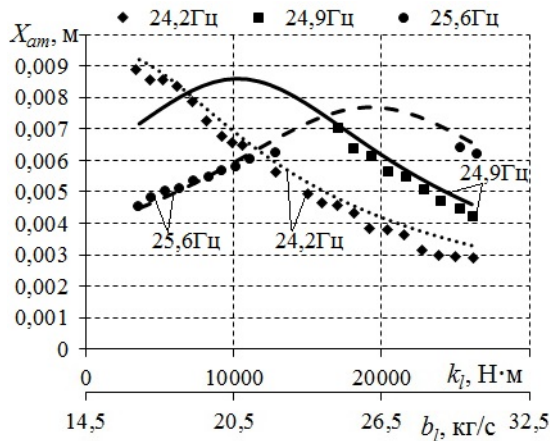


Рис. 4. Напруги та струми ЛД (u_v, i_v) і навантажувальної машини (u_l, i_l), a_a – прискорення

Наведені далі експериментальні робочі характеристики отримано в результаті відповідної обробки та перерахунків часових діаграм вимірних величин, а саме:

- визначення діючих значень напруги U_v та струму I_v двигуна

$$U_v = \sqrt{\frac{1}{T} \int_{t-T}^t u_v^2 dt}; \quad I_v = \sqrt{\frac{1}{T} \int_{t-T}^t i_v^2 dt};$$



- визначення середнього значення струму навантажувальної машини I_l

$$I_l = \frac{1}{T} \int_{t-T}^t i_l dt;$$

- визначення амплітуди коливань

$$|X_{am}| = \frac{\sqrt{a_n^2 + b_n^2}}{\omega^2},$$

де $a_n = \frac{2}{T} \int_{t-T}^t a_a \cos(n\omega t) dt$; $b_n = \frac{2}{T} \int_{t-T}^t a_a \sin(n\omega t) dt$ –

коефіцієнти ряду Фур'є; n – порядок гармоніки (причому $n = 1$, тобто обчислення проводилось за основною гармонікою частоти механічних коливань ω); $T=1/f$ – період;

- обчислення активної потужності P_v та коефіцієнту потужності PF_v двигуна

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

На рис. 5 маркером показано експериментальні характеристики ЛД вібраційної дії для режиму роботи коли його струм є сталим – $I_v = 4,75$ А. Характеристики представлені для трьох значень частоти: 24,2; 24,9; 25,6 Гц. В даному частотному діапазоні, при заданих параметрах ЛД та навантаження, система знаходиться поблизу частоти механічного резонансу ω_r .

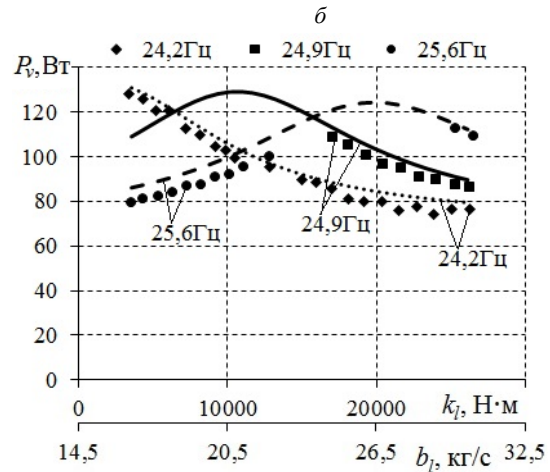
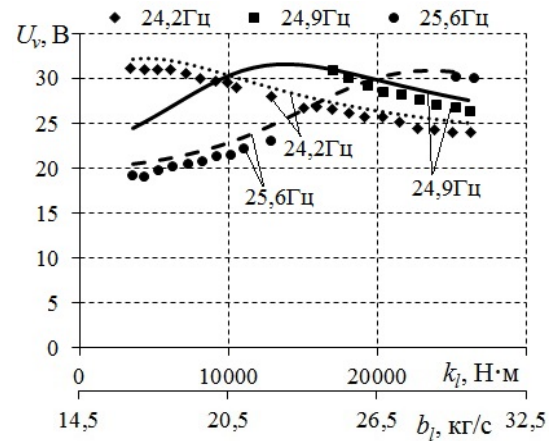


Рис. 5. Характеристики ЛД вібраційної дії для режиму $I_v = \text{const}$

Лініями показано результати розрахунку за допомогою представленої вище лінійної моделі. Відповідні залежності визначались за рівняннями (5, 8-10).

Амплітуда коливань (рис. 5,а), для режиму $I_v = \text{const}$, має чітко виражені максимуми, що відповідають параметрам механічного резонансу на відповідних частотах. Максимальне значення амплітуди зменшується зі зростанням коефіцієнту демпфування навантаження b_l , що також слідує з рівняння (5). Внаслідок зменшення амплітуди коливань (а отже і швидкості), зменшується напруга $K_{E_v} v_a$, яка входить до рівняння балансу напруг системи (2). Тому зі збільшенням демпфування зменшується значення напруги необхідної для забезпечення сталого струму (рис. 5,б).

На вигляд залежностей коефіцієнту потужності PF_v від параметрів навантаження (рис. 5,в) впливає кілька факторів. Залежно від частоти та параметрів, механічний опір може мати активно-індуктивний або активно-емісійний характер. В останньому випадку можливий електричний резонанс, якщо значення ємнісного механічного опору врівноважується індуктивним опором ЛД. Під час переходу через частоту

$\omega = \sqrt{(k_l + k_v)/m_a}$, реактивний механічний опір змінює свій характер з індуктивного на ємнісний чи навпаки [5]. Зміна коефіцієнту потужності від коефіцієнту жорсткості навантаження k_l залежить від того, як останній відрізняється від значення, яке відповідає зміні знаку реактивного опору, тобто $k_l = \omega^2 m_a - k_v$. Зміна механічних опорів (активного та реактивного) визначатиме характер зміни (збільшення або зменшення) коефіцієнту потужності.

На рис. 6 маркером показано експериментальні характеристики ЛД вібраційної дії для режиму сталої амплітуди коливань $X_{am} = 0,007$ м.

Лініями показано результати розрахунку за допомогою лінійної моделі. Відповідні залежності визначались згідно рівнянь (8-11).

В цьому режимі спостерігається значна зміна струму і напруги живлення ЛД. Мінімальне значення струму (рис. 6,а) наближено відповідає параметрам механічного резонансу, що зокрема впливає з рівняння (11). З рівняння також видно, що зі зростанням коефіцієнту b_l , необхідне більше значення струму для забезпечення заданої амплітуди коливань.

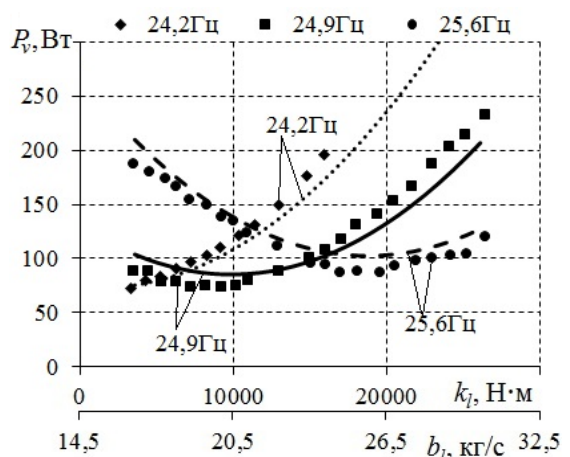
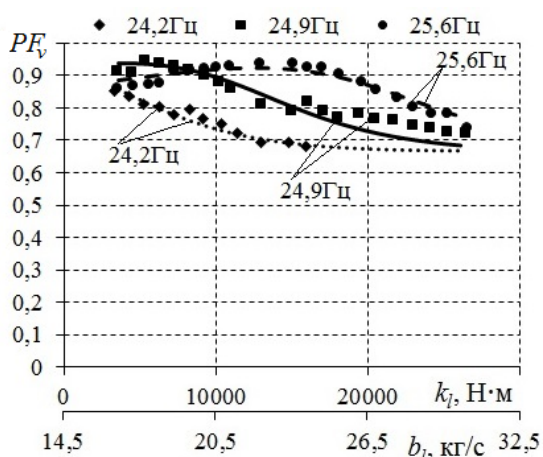
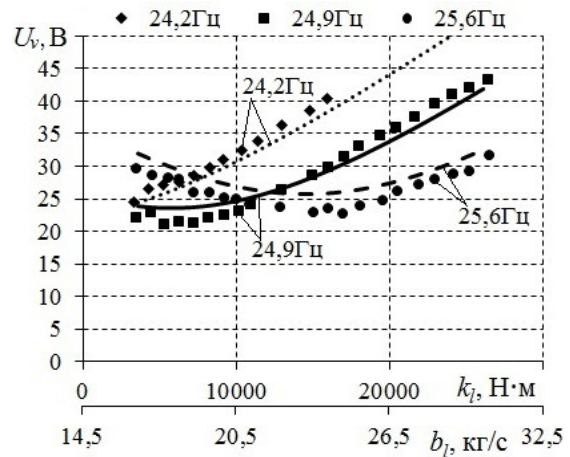
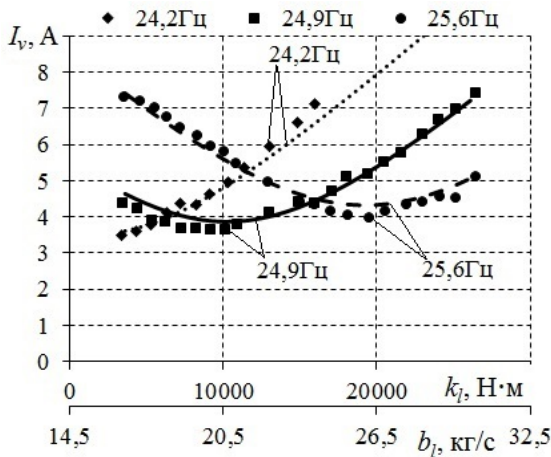


Рис. 6. Характеристики ЛД вібраційної дії для режиму $X_{am} = \text{const}$

На рис. 7 маркером показано експериментальні залежності характеристик ЛД від параметрів навантаження для випадку сталого прискорення $A_{am} = 192$ м/с² (за амплітудою).

Лініями показано результати розрахунку характеристик за допомогою лінійної моделі. Відповідні залежності визначались за рівняннями (8-10, 12).

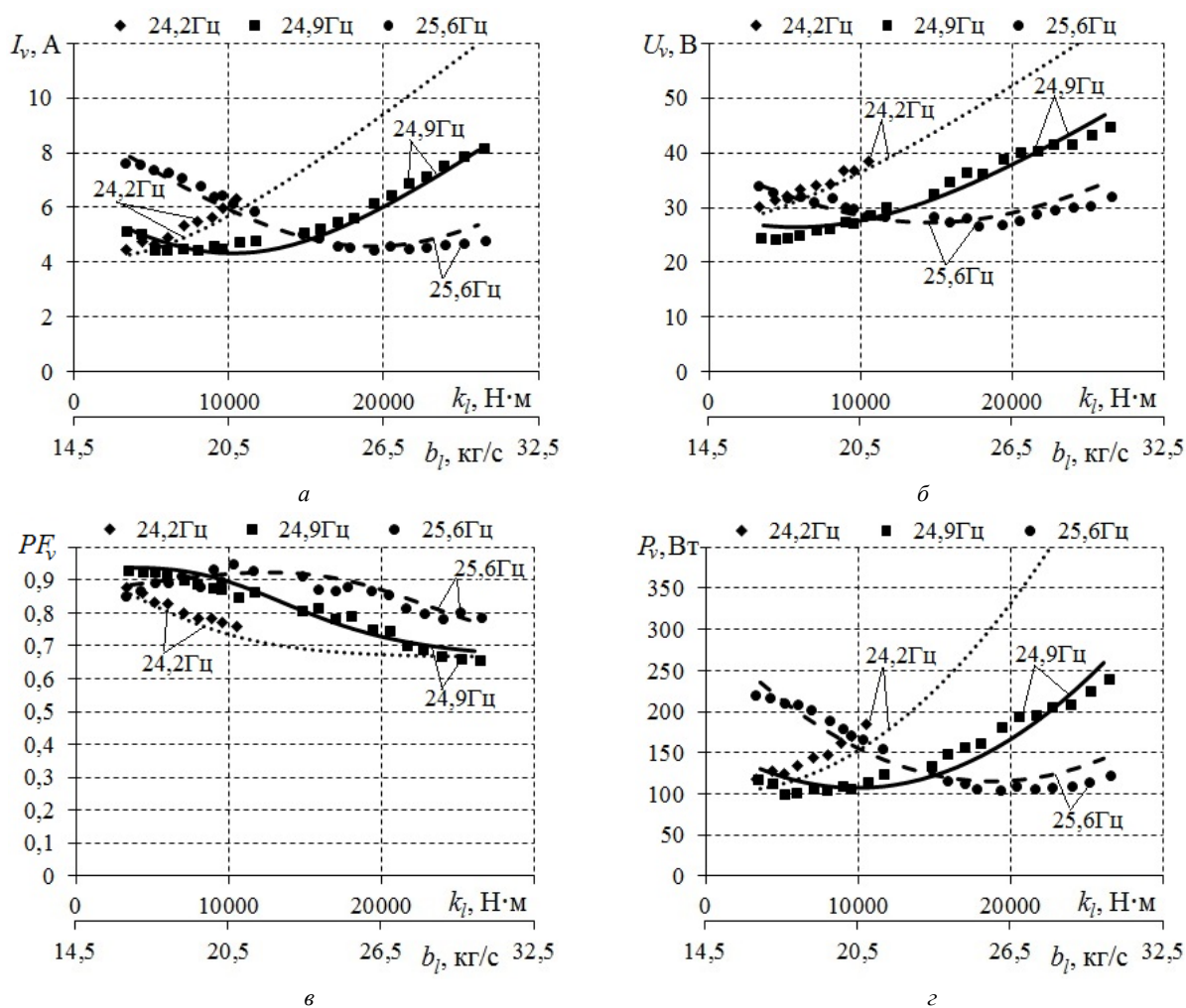


Рис. 7. Характеристики ЛД вібраційної дії для режиму $A_{am} = \text{const}$

Характеристики для випадку сталого прискорення є подібними як і для сталої амплітуди коливань, оскільки величини є пропорційними. Відмінність полягає в тому, що в цьому режимі з підвищенням частоти зменшується амплітуда коливань, і вигляд характеристик менше змінюється залежно від частоти. Тому мінімальні значення струму, напруги та потужності, що відповідають білярезонансним параметрам, є близькими й незначно збільшуються зі зростанням частоти.

Як видно з рис. 5-7, результати розрахунків за лінійною моделлю задовільно узгоджуються з експериментальними даними. Оскільки робочий діапазон частоти відносно невеликий ($\Delta f = 1,4$ Гц), зміна параметрів машини залежно від частоти практично не проявляється, що дає можливість використовувати для розрахунку робочих характеристик сталі значення параметрів ЛД.

Висновки.

1. В роботі отримано аналітичні вирази для робочих характеристик лінійного двигуна вібраційної дії, що ґрунтуються на лінійній моделі та схемі заміщення із зосередженими параметрами.

2. Проведено розрахунок робочих характеристик для трьох режимів роботи – для сталого значення струму, сталої амплітуди та прискорення коливань.

Результати розрахунків за лінійною моделлю задовільно узгоджуються з експериментальними даними, отриманими за допомогою дослідного зразка ЛД та навантажувальної лінійної машини.

3. В режимі сталого струму робоча амплітуда коливань має чітко виражені максимуми, що відповідають параметрам механічного резонансу. Максимальне значення амплітуди зменшується зі зростанням коефіцієнту демпфування навантаження.

4. В режимі сталої амплітуди коливань спостерігається значна зміна струму і напруги живлення ЛД. Мінімальне значення струму наближено відповідає параметрам механічного резонансу. Також зі зростанням коефіцієнту демпфування необхідне більше значення струму для забезпечення заданої амплітуди коливань.

5. Вигляд характеристик для випадку сталого прискорення мало змінюється залежно від частоти. Тому мінімальні значення струму, напруги та потужності, що відповідають білярезонансним параметрам, є близькими й незначно збільшуються зі зростанням частоти.

6. Показано, що для розрахунку робочих характеристик в залежності від параметрів навантаження, може використовуватись лінійна модель, що ґрунтується на схемі заміщення зі сталими, інерційними значеннями параметрів ЛД.

7. Результати роботи можуть бути використані для конструювання нових та вдосконалення існуючих вібраційних пристроїв на основі ЛД із заданими робочими характеристиками.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Jang-Young Choi, Han-Bit Kan. Comparison and dynamic behavior of moving-coil linear oscillatory actuator with/without mechanical spring driven by rectangular voltage source // Journal of International Conference on Electrical Machines and Systems. – 2014. – vol.3. – no.4. – pp. 394-397. doi: 10.11142/jicems.2014.3.4.394.
2. Kyu-Hwan Hwang, Yun-Hyun Cho. Design and dynamic characteristics analysis of moving magnet linear actuator for human // Proceedings of the IEEE International Conference on Mechatronics. – 2004. – pp. 251-254. doi: 10.1109/ICMECH.2004.1364447.
3. Watada M. Kinetic characteristics of cylindrical moving coil linear DC motor for vibrator // 7th International Conference on Electrical Machines and Drives. – 11-13 September 1995. – pp. 359-362. doi: 10.1049/cp:19950894.
4. Yu M., Ye Y., Lu Q., Xia Y. A study on power factor of linear oscillatory motor with two separated stators // 2009 International Conference on Electrical Machines and Systems (ICEMS 2009). – Nov. 2009. – pp. 1-5. doi: 10.1109/icems.2009.5382915.
5. Бондар Р.П., Голєнков Г.М., Литвин О.Ю., Подольцев О.Д. Моделювання енергетичних характеристик вібратора з лінійним електричним приводом // Електромеханічні і енергозберігаючі системи. – 2013. – №2. – С. 66-74.
6. Бондар Р.П., Подольцев О.Д. Комплексна модель з частотно-залежними параметрами для розрахунку робочих характеристик магнітоелектричного вібратора // Технічна електродинаміка. – 2017. – №1. – С. 44-51. doi: 10.15407/techned2017.01.044.
7. Бондар Р.П. Електромагнітні параметри та електромеханічні характеристики лінійного двигуна з постійними магнітами приводу вібратора. Частина 1 // Гірничі, будівельні, дорожні та меліоративні машини. – 2015. – №85. – С. 109-118.

REFERENCES

1. Jang-Young Choi, Han-Bit Kan. Comparison and dynamic behavior of moving-coil linear oscillatory actuator with/without mechanical spring driven by rectangular voltage source. *Journal of International Conference on Electrical Machines and Systems*, 2014, vol.3, no.4, pp. 394-397. doi: 10.11142/jicems.2014.3.4.394.
2. Kyu-Hwan Hwang, Yun-Hyun Cho. Design and dynamic characteristics analysis of moving magnet linear actuator for human. *Proceedings of the IEEE International Conference on Mechatronics*, 2004, pp. 251-254. doi: 10.1109/ICMECH.2004.1364447.
3. Watada M. Kinetic characteristics of cylindrical moving coil linear DC motor for vibrator. *7th International Conference on Electrical Machines and Drives*, 11-13 September 1995, pp. 359-362. doi: 10.1049/cp:19950894.
4. Yu M., Ye Y., Lu Q., Xia Y. A study on power factor of linear oscillatory motor with two separated stators. *2009 International Conference on Electrical Machines and Systems (ICEMS 2009)*, Nov. 2009, pp. 1-5. doi: 10.1109/icems.2009.5382915.

5. Bondar R.P., Golenkov G.M., Lytvun A. Yu., Podoltsev A.D. Modelling of power characteristics of the vibrator with a linear electric drive. *Electromechanical and energy saving systems*, 2013, no.2, pp. 66-74. (Ukr).
6. Bondar R.P., Podoltsev A.D. Complex model with frequency dependent parameters for electrodynamic shaker characteristics. *Technical electrodynamics*, 2017, no.1, pp. 44-51. (Ukr). doi: 10.15407/techned2017.01.044.
7. Bondar R.P. Definition of parameters of an equivalent circuit of the linear electrodynamic vibrator. Part 1. *Mining, construction, road and melioration machines*, 2015, no.85, pp. 109-118. (Ukr).

Надійшла (received) 24.09.2018

Бондар Роман Петрович, к.т.н., доц.,
Київський національний університет будівництва і архітектури,
03037, Київ, пр. Повітрофлотський, 31,
тел./phone +380 44 2415510, e-mail: rpbondar@gmail.com

R.P. Bondar

Kyiv National University of Construction and Architecture,
31, Povitroflotsky Ave., Kyiv, 03037, Ukraine.

Research of the magnetolectric linear oscillatory motor characteristics during operation on elastoviscous loading.

Purpose. To development of mathematical model for calculation of the magnetolectric linear vibration motor performance with elastoviscous loading and research of machine characteristics in the different operational modes depending on loading parameters. **Methodology.** Experimental results by means of the developed test setup according to the specified methods are obtained. Moreover we have correlated the experimental data obtained by means of the development experimental setup with the simulated results using analytical model of the linear oscillatory motor with elastoviscous loading. In the analytical model of the linear vibration motor a one-mass vibration system with equivalent parameters of stiffness and viscous friction is considered. **Results.** Calculations of performance data for three operating modes of the oscillatory motor - for constant value of current, constant amplitude and acceleration of vibrations are carried out. Results of calculation by means of analytical model are coordinated with the experimental data obtained with help of a prototype of the linear motor and the load machine. **Originality.** Analytical expressions for performance data of the linear vibration motor which are based on the analytical model and an equivalent circuit with the lumped parameters are obtained. It is shown that for calculation of performance data depending on parameters of loading it is possible to use analytical model which is based on an equivalent circuit with constant inertial parameters of the linear motor. **Practical value.** Results of the work can be used for designing new and improvements of the existing vibration devices on the basis of linear motors with the specified performance data. References 7, tables 1, figures 7. **Key words:** magnetolectric linear motor, elastoviscous loading, performance data.

В.Я. Гальченко, Ю.Ю. Бондаренко, С.А. Филимонов, Н.В. Филимонова

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ВЛИЯНИЯ ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ПЬЕЗОКЕРАМИЧЕСКОЙ ПЛАСТИНЫ НА АМПЛИТУДНЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ЛИНЕЙНОГО ПЬЕЗОДВИГАТЕЛЯ

Метою статті є визначення впливу геометричних параметрів статора лінійного п'єзокерамічного двигуна у вигляді п'єзокерамічної пластини на характеристики її амплітудних коливань. Для проведення досліджень використовувалося математичне моделювання в середовищі пакета програм COMSOL Multiphysics з урахуванням взаємозв'язку електростатичних і механічних явищ. Шляхом чисельного моделювання процесу функціонування лінійного п'єзокерамічного двигуна визначено раціональне відношення ширини до довжини п'єзокерамічної пластини. Встановлено також раціональне значення товщини h п'єзокерамічної пластини двигуна. Запропоновані апроксимаційні залежності для визначення параметрів зв'язку між геометричними розмірами п'єзокерамічної пластини лінійного п'єзодвигуна, що дозволяє прогнозувати його характеристики. Адекватність модельних розрахунків підтверджена експериментальними дослідженнями. Отримані результати можуть використовуватися при проектуванні п'єзокерамічних двигунів. Бібл. 15, рис. 8.

Ключові слова: п'єзокераміка, п'єзокерамічний двигун, п'єзокерамічна пластина.

Целью статьи является определение влияния геометрических параметров статора линейного пьезокерамического двигателя в виде пьезокерамической пластины на характеристики ее амплитудных колебаний. Для проведения исследований использовалось математическое моделирование в среде пакета программ COMSOL Multiphysics с учетом взаимосвязи электростатических и механических явлений. Путем численного моделирования процесса функционирования линейного пьезокерамического двигателя определено рациональное отношение ширины к длине пьезокерамической пластины. Установлено также рациональное значение толщины h пьезокерамической пластины двигателя. Предложены аппроксимационные зависимости для определения параметров связи между геометрическими размерами пьезокерамической пластины линейного пьезодвигателя, что позволяет прогнозировать его характеристики. Адекватность модельных расчетов подтверждена экспериментальными исследованиями. Полученные результаты могут использоваться при проектировании пьезокерамических двигателей. Библ. 15, рис. 8.

Ключевые слова: пьезокерамика, пьезокерамический двигатель, пьезокерамическая пластина.

Введение. Пьезоэлектрические двигатели применяются в микроскопии, робототехнике, фототехнике, нанометрологии, нанолитографии, нанопечате, микродозировании и др. Они могут использоваться для вакуумного и криогенного оборудования, а также сверхточного позиционирования объектов и систем, в частности, для систем радиолокации [1-3].

Пьезодвигателями называют устройства, в которых механическое перемещение достигается за счёт обратного пьезоэлектрического эффекта. Материалы, составляющие основу таких приводов, называют пьезоэлектриками. Обратный пьезоэлектрический эффект заключается в изменении линейных размеров пьезоэлектрика при приложении к нему электрического поля.

Актуальность применения пьезоэлектрических двигателей в различных прецизионных измерительных и следящих системах, регулируемые величины которых являются угловое и линейные перемещения, объясняется несколькими факторами. Это, прежде всего, их высокая разрешающая способность (вплоть до 0,1 нм), возможность самостопорения приводного звена, максимальная длительность безотказной работы, а также их высокая надёжность [3]. Показательное приращение на основе пьезодвигателей – теодолит [4], представляющий собой точный инструмент, на котором монтируется подвижный телескоп для измерения углов в горизонтальной и вертикальной плоскостях.

Пьезоэлектрические двигатели обладают рядом преимуществ над электромагнитными, а именно [2]: отсутствием излучаемых магнитных полей и неподверженностью к их влиянию; возможностью миниа-

туризации; широким диапазоном частот вращения и моментов на валу; огнестойкостью; отсутствием обмоток; простой технологией изготовления и, как следствие, более высокой эффективностью.

В то же время за внешней конструктивной простотой пьезоэлектрического двигателя скрывается целый ряд физических явлений, которые сложным образом взаимосвязаны между собой [5, 6]. Трудности их совместного учета существенно сдерживают развитие и совершенствование данного вида двигателей.

Объектом исследования являются процессы взаимодействия поперечных изгибных и продольных механических колебаний статора линейного пьезокерамического двигателя. **Предметом исследования** является пьезоэлемент линейного пьезокерамического двигателя, т.е. статор.

Цель работы – определение влияния геометрических параметров пьезокерамической пластины линейного пьезокерамического двигателя на характеристики ее амплитудных колебаний.

Постановка задачи. Для достижения поставленной цели необходимо последовательно решить ряд задач: определить частоту резонанса, на которой пьезокерамический элемент, а именно, толкатель статора, приобретает колебания эллиптической формы; определить максимальную амплитуду колебаний толкателя при изменении геометрии (ширины и длины) пьезокерамической пластины; определить рациональное отношение ширины к длине пьезокерамической пластины и рациональную толщину пьезокерамической пластины при выбранном эффективном отношении ее ширины к длине.

© В.Я. Гальченко, Ю.Ю. Бондаренко, С.А. Филимонов, Н.В. Филимонова

Обзор литературы. Пьезоэлектрические двигатели по принципу конечного перемещения ротора (каретки) можно классифицировать на линейного и вращательного типов. В рамках данной статьи рассматривается линейный пьезоэлектрический двигатель. Одним из наиболее распространённых видов линейных пьезоэлектрических двигателей является конструкция, представленная на рис. 1 [4, 7-9]. Основными элементами этого пьезоэлектрического двигателя являются: прямоугольная монолитная пьезокерамическая пластина (статор) 1 с электродами 2, 3; фрикционный наконечник (толкатель) 4, а также каретка (ротор, который на рисунке не показан). Электрод 2 разделен на две секции – 5, 6. Толкатель и пластина представляют собой цельную конструкцию, выполненную из пьезокерамического материала. Пьезокерамическая пластина со стороны 7 под действием внешней силы F прижимается к каретке (ротору).

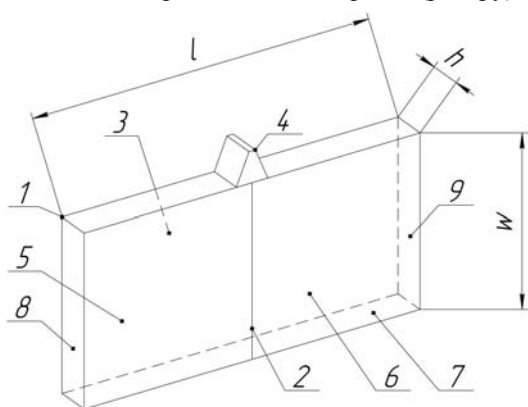


Рис. 1. Пьезокерамическая пластина линейного пьезокерамического двигателя компании Physik Instrumente

Пьезоэлектрический двигатель работает следующим образом (рис. 1). Управляющее напряжение прикладывается к одну из секций 5 или 6 электрода 2, что зависит от выбранного направления движения каретки, и на противоположный электрод 3, являющийся общим («земля»). В данной конструкции пьезодвигателя для получения линейного перемещения каретки в толкателе возбуждаются колебания по двум взаимно перпендикулярным направлениям. При этом продольные колебания в толкателе возбуждаются за счет продольных колебаний пьезопластины (статора), а поперечные изгибные колебания – механическим путем, за счет взаимодействия толкателя с поверхностью каретки. Таким образом, толкатель начинает выполнять колебания в форме эллипса и проталкивать каретку.

Одним из основных критериев при проектировании такого линейного пьезоэлектрического двигателя является сложное согласование геометрических параметров пьезокерамической пластины, а именно, длины, ширины и толщины, для максимальной передачи энергии его каретке [10]. Некорректный выбор этих параметров существенно влияет на технические характеристики линейного пьезокерамического двигателя.

В работах [11, 12] приводится описание данной конструкции пьезокерамического двигателя, в котором говорится, об «определенном отношении длины к ширине выбранного элемента».

В работах [5, 7-9] приводится лишь одно из возможных соотношений ширины к длине пластины, при котором можно получить приемлемые результаты. При этом не приводится зависимость от изменения ее толщины. В то же время неизвестно, является ли такой выбор близким к оптимальному.

Теоретически возможными являются и иные соотношения ширины к длине пьезоэлемента, при которых достигаются максимальные колебания или близкие к ним.

Анализ технической литературы, научных статей, а также патентов, показал, что в имеющихся работах не рассматривается выбор параметров, а также не представлены зависимости для геометрии пьезокерамической пластины линейного пьезокерамического двигателя, обеспечивающие эффективный режим работы.

Таким образом, определение рациональных параметров пьезокерамической пластины линейного пьезокерамического двигателя является важной и актуальной задачей.

Материалы и методы. Известны математические зависимости для расчета пьезокерамических элементов стандартных форм (пластина, диск, кольцо, брусок и стержень) без наличия мелких конструктивных деталей на них [13].

Определить параметры пьезокерамической пластины (статический сдвиг по длине Δl , ширине Δw и толщине Δh) можно по представленным ниже эмпирическим формулам [13]:

$$\begin{aligned} \Delta l &= \frac{d_{31} \cdot V_l}{h}; \\ \Delta w &= \frac{d_{31} \cdot V_w}{h}; \\ \Delta h &= d_{33} \cdot V; \end{aligned} \quad (1)$$

где Δl – статический сдвиг по длине, Δw – статический сдвиг по ширине, Δh – статический сдвиг по толщине, d_{31} и d_{33} – пьезоэлектрические модули, h – толщина пьезокерамической пластины, V_l , V_w и V – приложенное электрическое напряжение к соответствующей стороне пластины (длине, ширине и толщине).

В то же время применение элементарных методов расчета не позволяет визуализировать форму колебания всего пьезокерамического элемента, а значит, не делает возможным определение приемлемой формы его колебаний.

Учитывая технические особенности пьезоэлектрических двигателей, затрудняющие экспериментальное определение и выбор правильной формы колебаний пьезоэлемента, оптимальным является использование с этой целью численных методов расчета, реализуемых специализированными САПР.

Для исследования влияния конструктивных параметров пьезокерамической пластины линейного пьезоэлектрического двигателя было проведено численное моделирование процесса работы пьезоэлемента с использованием пакета программ COMSOL Multiphysics 3.5.

Интерфейс пьезоэлектрических устройств COMSOL объединяет функции моделирования модулей механики твердого тела и электростатики

COMSOL's Solid Mechanics and Electrostatics в один инструмент для моделирования пьезоэлектрических материалов. Моделирование пьезоэлектрических устройств в COMSOL Multiphysics 3.5 осуществляется при помощи модуля Piezoelectric Effects. Так как работа пьезоэлектрических двигателей основана на обратном пьезоэффекте, поэтому в модуле Piezoelectric Effects выбирается режим Stress-Charge Form.

Пьезоэлектрический элемент характеризуется связью между деформацией и электрическим полем, которая определяется материальными или конститутивными соотношениями [13]:

$$T = c_E S - e^T E; \quad D = eS - \epsilon_S E; \quad (2)$$

где S – деформация, T – механическое напряжение, E – напряженность электрического поля, D – электрическое смещение.

Параметры материала c_E , e и ϵ_S в (2) соответствуют жесткости материала, коэффициенту электромеханической связи и диэлектрической проницаемости. Эти величины являются тензорами 4, 3 и 2 ранга соответственно, но, поскольку тензоры симметричны по физическим причинам, они могут быть представлены в виде матриц в сокращенной записи, что обычно более удобно [14].

Для моделирования использовались лагранжевы конечные элементы с элементарными базисными функциями второго порядка – Lagrange-Quadratic.

Анализ линейного пьезокерамического двигателя осуществлялся в режиме Frequency response. Расчетная сетка конечных элементов в пункте «Mesh» выбирается ортогонализированной – Normal. Исследуемая трехмерная модель представлена совокупностью элементов, полученных в результате построения сетки с тетрагональным разбиением. В качестве решателя используется Direct, в котором выбран численный метод SPOOLES для решения систем линейных уравнений с разреженными матрицами.

В качестве материала для моделирования пьезокерамической пластины использовалась марка пьезокерамики – PZT-5Н. Варианты геометрии пьезокерамической пластины представлены параметрами $K=w/l$ в безразмерной форме, полученными отношениями ширины w к её длине l .

На первом этапе моделирования параметр K изменялся от 0,125 до 1,25 с шагом 0,125, при этом толщина оставалась постоянной 3 мм. На этом этапе определялось рациональное соотношение между длиной и шириной пьезокерамической пластины. На втором этапе моделирования при выбранном соотношении параметра K изменялась толщина пьезокерамической пластины от 1 до 6 мм с шагом 1 мм. Геометрические размеры толкателя не изменялись (рис. 2).

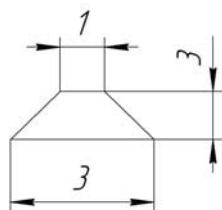


Рис. 2. Размеры толкателя линейного пьезоэлектрического двигателя

Граничные условия для модели пьезоэлектрического двигателя следующие: пьезокерамическая пластина 1 по ширине с обеих сторон 8, 9 (рис. 1) имеет тип граничных условий Roller; электрическое напряжение (Electric potential) 100В приложено к секционированному электроду 5, а земля (Ground) ко всему электроду 3 на противоположной стороне.

При проведении численного моделирования в пакете программ COMSOL Multiphysics сначала определялась частота резонанса, на которой пьезокерамический элемент, а именно толкатель, приобретает колебания эллиптической формы. Динамика эллиптических движений толкателя пьезодвигателя является достаточно сложной и обеспечивается резонансными явлениями, что достаточно подробно описано в [3]. Важным для их реализации является обеспечение режима резонанса, который фиксируется при ступенчатом варьировании частоты управляющего напряжения и проявляется в резком увеличении амплитудных периодических колебаний размеров пьезоэлемента на одной из модельных частот. Ориентировочная резонансная частота приблизительно без учета влияния толкателя может быть определена, пользуясь рекомендациями [15]. В окрестности этой частоты с шагом 100 Гц проводились численные эксперименты с использованием пакета программ COMSOL для определения ее точного значения. Затем, при изменении геометрических размеров пьезокерамической пластины определялась максимальная амплитуда колебания толкателя, и осуществлялся выбор рационального отношения ширины к длине пьезокерамической пластины. В завершение проводились исследования по выбору рациональной толщины пьезокерамической пластины.

Экспериментальные исследования проводились с целью проверки адекватности результатов, полученных при численном моделировании. На рис. 3 показано схематическое представление экспериментального линейного пьезоэлектрического двигателя.

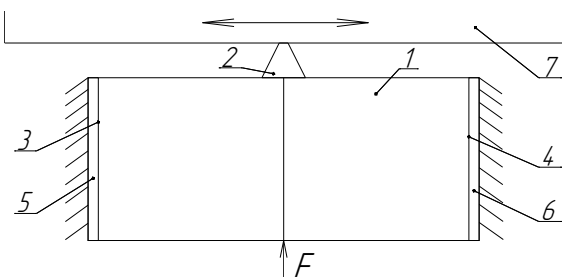


Рис. 3. Схематическое представление экспериментального линейного пьезоэлектрического двигателя

Методика проведения экспериментов заключается в следующем. Пьезоэлектрическая пластина 1 с концентратором 2 закрепляется таким образом, чтобы она была зафиксирована с противоположных сторон по ширине 3, 4 через демфирующие резиновые прокладки 5, 6. Концентратор 2 пьезоэлектрической пластины 1 жестко упирается в направляющую качения (каретку) 7 за счет силы прижатия F , действующей с противоположной стороны и создаваемой пластинчатой пружиной. Сила прижатия может изменяться с помощью регулировочных винтов.

Результаты исследований. Некоторые из результатов численного моделирования колебаний пьезокерамической пластины линейного двигателя представлены на рис. 4, где иллюстрируются колебания пьезокерамической пластины двигателя. На рис. 4 и рис. 6 справа на вертикальной оси приведена цветовая шкала градации амплитуды колебаний геометрических размеров пьезопластины. Значения резонансной частоты колебаний снимаются основываясь на графических изображениях проведенных численных исследований в среде COMSOL Multiphysics в области тол-

кателя. Числовые значения частоты выводятся в окно постпроцессора пакета автоматически и соответствуют максимальной амплитуде колебаний пьезопластины. Таким образом, получаем совокупность значений частот, снятых для различных соотношений геометрических параметров пьезокерамической пластины. Например, частота $f_{theor} = 74,9$ кГц получена при следующих размерах пластины $l = 40$ мм; $w = 20$ мм; $h = 3$ мм. При моделировании размеры пьезокерамической пластины изменялись в диапазоне $w = 10 \div 60$ мм, $l = 10 \div 60$ мм.

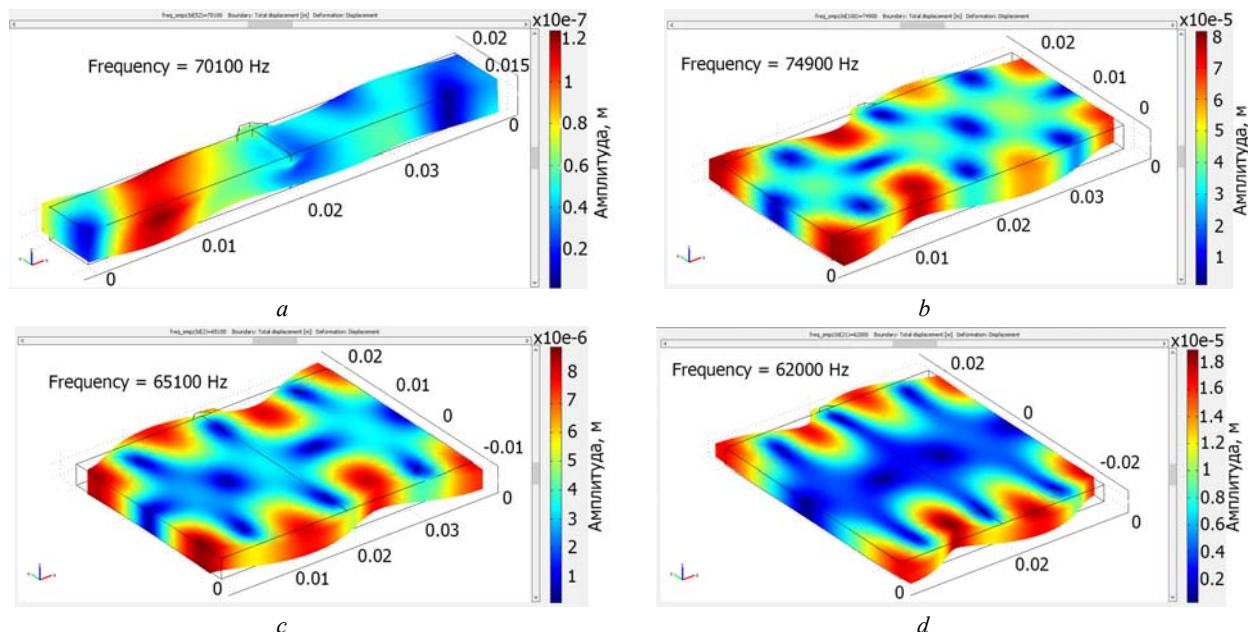


Рис. 4. Некоторые из результатов моделирования амплитудных колебаний пьезоэлемента линейного двигателя с разными отношениями ширины к длине пластины: $a - K = 0,125$; $b - K = 0,5$; $c - K = 0,875$; $d - K = 1,125$

В результате моделирования были определены резонансные частоты, которые соответствуют эллиптической форме колебания толкателя.

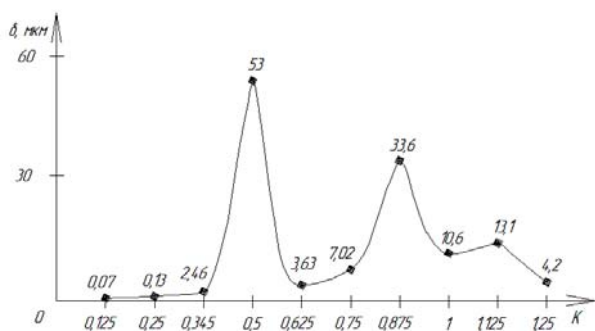


Рис. 5. Зависимость амплитуды колебаний толкателя от параметра K пьезокерамической пластины

Полученные результаты численного моделирования представлены в графическом виде зависимостью амплитуды колебаний толкателя от параметра K пьезокерамической пластины и приведены на рис. 5.

Как видно, из графиков можно выделить два соотношения, при которых достигается максимальная амплитуда толкателя, а именно 53 мкм при $K = 0,5$, а также 33,6 мкм при $K = 0,875$.

Полученная в результате численного моделирования графическая зависимость для амплитуды коле-

баний толкателя была аппроксимирована с применением метода наименьших квадратов функцией полинома второго порядка

$$\delta = \frac{1}{a + bx + cx^2}, \quad (3)$$

где δ – амплитуда колебания толкателя, x – параметр K пьезоэлектрической пластины, $a = 4,074768$, $b = -16,243571$, $c = 16,263542$, $d = 1206,5824$ – коэффициенты.

Эта модель является адекватной в диапазоне изменения параметра K пьезоэлектрической пластины от 0,345 до 0,625.

После выбора геометрии пьезокерамической пластины была определена его рациональная толщина. Для этого при моделировании этот параметр варьировался в диапазоне от 1 до 6 мм с шагом 1 мм.

Некоторые из результатов численного моделирования колебаний пьезокерамической пластины линейного двигателя представлены на рис. 6.

Полученные результаты приведены в графическом виде на рис. 7.

Очевидно, что рациональной толщиной пьезокерамической пластины является 3 мм, при этом амплитуда колебаний толкателя составила 53 мкм, что следует из анализа графических зависимостей, представленных на рис. 5 и рис. 7.

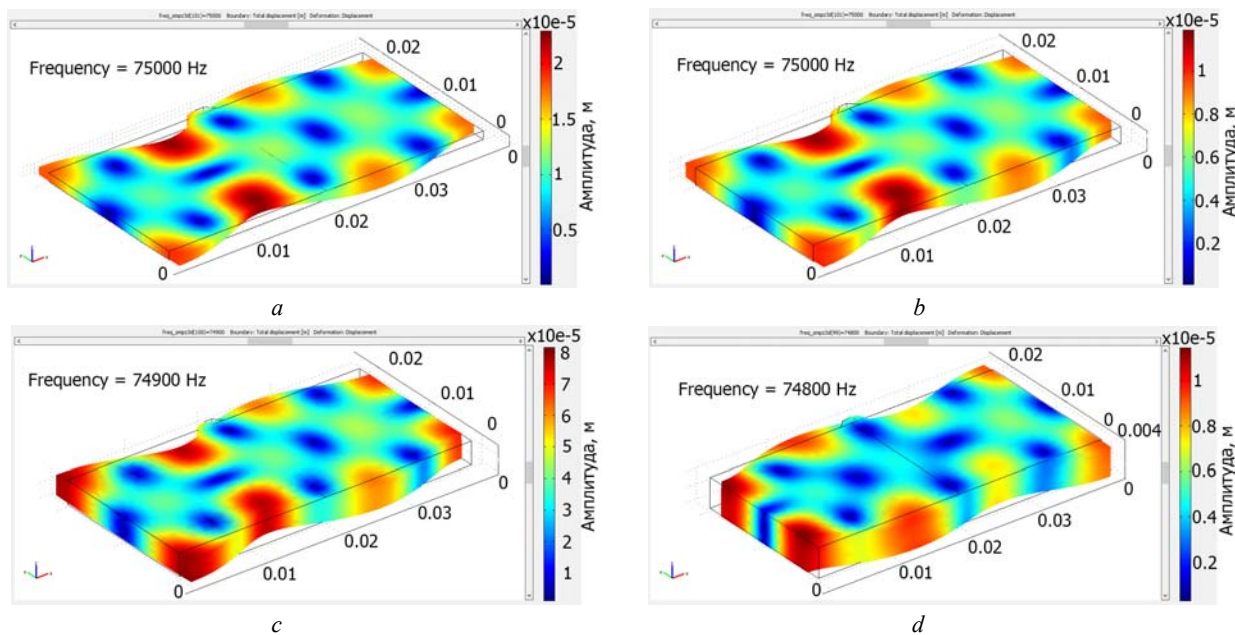


Рис. 6. Некоторые из результатов моделирования амплитудных колебаний пьезопластины линейного двигателя с разной толщиной при постоянном параметре $K = 0,5$: $a - h = 1$; $b - h = 2$; $c - h = 3$; $d - h = 4$

Зависимость, представленная на данном рисунке, была аппроксимирована функцией Гаусса, которая имеет вид:

$$\delta = ae^{-\frac{(h-b)^2}{2c^2}}, \quad (4)$$

где δ – амплитуда колебаний толкателя, h – толщина пьезоэлектрической пластины, $a = 53.247361$, $b = 2.9480015$, $c = 0.50561783$ – коэффициенты.

Эта модель является адекватной в диапазоне изменения толщины пьезокерамической пластины от 2 до 4 мм.

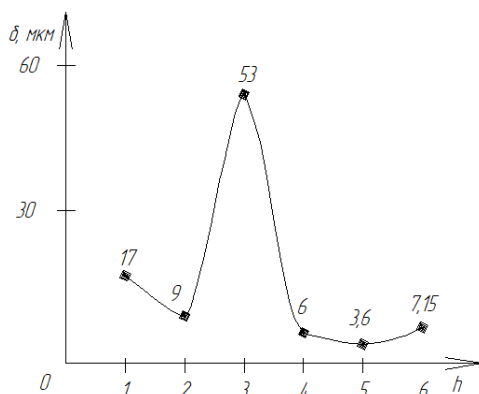


Рис. 7. Зависимость амплитуды колебаний толкателя от толщины пьезокерамической пластины h при параметре $K = 0,5 = \text{const}$

Для выбора рациональных размеров пьезокерамической пластины целесообразно воспользоваться графическими (рис. 5, рис. 7) и аналитическими (3), (4) зависимостями. Руководствуясь графиками по максимальной амплитуде толкателя можно выбрать рациональное соотношение параметров K и толщины h . При необходимости в случае отсутствия пьезокерамики необходимых размеров выбор рациональных размеров K и h может быть осуществлен с использованием аналитических зависимостей. При этом

амплитуда колебаний толкателя выбирается предельно приближенной к максимальной.

По выбранным рациональным размерам пьезокерамической пластины, которые составили $l = 40$ мм; $w = 20$ мм; $h = 3$ мм, был изготовлен экспериментальный образец линейного пьезокерамического двигателя (рис. 8). Исследование его работы в соответствии с описанной ранее методикой подтвердило адекватность определения резонансной частоты и работоспособность двигателя. Экспериментально определенное значение резонансной частоты составило $f_{exp} = 77,2$ кГц, что совпадает с теоретически определенной ($f_{theor} = 74,9$ кГц), при помощи пакета программ COMSOL Multiphysics (рис. 4, б и рис. 6, с), с приемлемой точностью не превышающей 3 %.

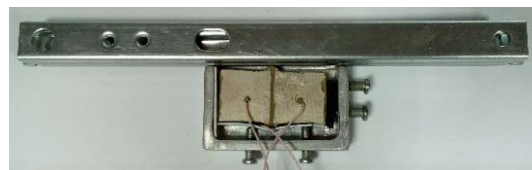


Рис. 8. Экспериментальный образец линейного пьезокерамического двигателя

Выводы.

1. Путем численного моделирования процесса функционирования линейного пьезокерамического двигателя были определены влияние геометрических параметров пьезоэлемента двигателя на его амплитудные характеристики, установлены графические и аналитические зависимости для выбора рациональных их соотношений.

2. Результаты исследований могут быть использованы при проектировании пьезокерамических линейных двигателей.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Sharapov V. Piezoceramic sensors. Heidelberg, Dordrecht, London, New York: Springer Verlag, 2011. – 498 p. doi: 10.1007/978-3-642-15311-2.

2. Панич А.Е., Жуков С.Н. Пьезоэлектрическое приборостроение. Т.4. Пьезоэлектрические актуаторы. – Ростов-на-Дону: ЦВВР, 2008. – 159 с.
3. Петренко С.Ф. Пьезоэлектрический двигатель. – Киев: Изд-во Корнійчук, 2002. – 96 с.
4. <https://en.wikipedia.org/wiki/Theodolite>.
5. Смирнов А.Б. Мехатроника и робототехника. Системы микроперемещений с пьезоэлектрическими приводами. – СПб: СПбГПУ, 2003. – 160 с.
6. Хмелев В.Н. Источники ультразвукового воздействия. Особенности построения и конструкции. Бийск: АГТУ, 2013. – 196 с.
7. Spanner K., Wischnewskiy O., Vyshnevskyy W. New Linear Ultrasonic Micro motors for Precision Mechatronic Systems // In Proceedings of the 10th International Conference on New Actuators. – Bremen, Germany. – 14-16 June 2006. – pp. 439-443.
8. Yokoyama K., Tamura H., Masuda K., Takano T. Single-Phase Drive Ultrasonic Linear Motor Using a Linked Twin Square Plate Vibrator // Japanese Journal of Applied Physics. – 2013. – vol.52. – no.7S. – p. 07HE03. doi: 10.7567/jjap.52.07he03.
9. Vyshnevskiy O., Kovalev S., Wischnewskiy W. A novel, single-mode piezoceramic plate actuator for ultrasonic linear motors // IEEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics and Frequency Control. – 2005. – vol.52. – no.11. – pp. 2047-2053. doi: 10.1109/tuffc.2005.1561674.
10. Петренко С.Ф., Филимонов С.А., Филимонова Н.В., Батраченко А.В., Лавданский А.А. Линейный пьезоэлектрический двигатель на основе круговой цилиндрической пластины // Вісник Черкаського державного технологічного університету. Серія: Технічні науки. – 2014. – №2. – С. 48-52.
11. Spanner K., Koc B. Piezoelectric Motors, an Overview // Actuators. – 2016. – vol.5. – no.1. – p. 6. doi: 10.3390/act5010006.
12. Shafik A., Ben Mrad R. Piezoelectric Motor Technology: A Review // Nanopositioning Technologies. – 2016. – pp. 33-59. doi: 10.1007/978-3-319-23853-1_2.
13. Жуков С.Н. Пьезоэлектрическая керамика: принципы и применение. – Мн.: ООО ФУАуинформ, 2003. – 112 с.
14. Spicci L., Cati M. Ultrasound Piezo-Disk Transducer Model for Material Parameter Optimization // Excerpt from the Proceedings of the COMSOL Conference, Paris 2010. Режим доступа: https://uk.comsol.com/paper/download/63120/spicci_paper.pdf.
15. Maslennikova S., Sitnikov A., Mironova I. Calculating the Ultra-Sound Engine Piezoelectric Element Characteristics // Radiooptics Scientific Journal. – 2016. – vol.16. – no.04. – pp. 25-40. doi: 10.7463/rdopt.0416.0847731.
8. Yokoyama K., Tamura H., Masuda K., Takano T. Single-Phase Drive Ultrasonic Linear Motor Using a Linked Twin Square Plate Vibrator. *Japanese Journal of Applied Physics*, 2013, vol.52, no.7S, p. 07HE03. doi: 10.7567/jjap.52.07he03.
9. Vyshnevskiy O., Kovalev S., Wischnewskiy W. A novel, single-mode piezoceramic plate actuator for ultrasonic linear motors. *IEEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics and Frequency Control*, 2005, vol.52, no.11, pp. 2047-2053. doi: 10.1109/tuffc.2005.1561674.
10. Petrenko S.F., Filimonov S.A., Filimonova N.V., Batrachenko A.V., Lavdanskii A.A. Linear piezoelectric motor based on circular cylindrical plate. *Bulletin of Cherkasy State Technological University. Series: Technical sciences*, 2014, no.2, pp. 48-52. (Rus).
11. Spanner K., Koc B. Piezoelectric Motors, an Overview. *Actuators*, 2016, vol.5, no.1, p. 6. doi: 10.3390/act5010006.
12. Shafik A., Ben Mrad R. Piezoelectric Motor Technology: A Review. *Nanopositioning Technologies*, 2016, pp. 33-59. doi: 10.1007/978-3-319-23853-1_2.
13. Zhukov S.N. *Piezoelktricheskaya keramika: printsipy i primeneniye* [Piezoelectric ceramics: principles and applications]. Minsk, OOO FUAuinform Publ., 2003. 112 p. (Rus).
14. Spicci L., Cati M. Ultrasound Piezo-Disk Transducer Model for Material Parameter Optimization. *Excerpt from the Proceedings of the COMSOL Conference, Paris 2010*. Available at: https://uk.comsol.com/paper/download/63120/spicci_paper.pdf (accessed on 20 May 2018).
15. Maslennikova S., Sitnikov A., Mironova I. Calculating the Ultra-Sound Engine Piezoelectric Element Characteristics. *Radiooptics Scientific Journal*, 2016, vol.16, no.04, pp. 25-40. doi: 10.7463/rdopt.0416.0847731.

Поступила (received) 13.07.2018

Гальченко Владимир Яковлевич¹, д.т.н., проф.,

Бондаренко Юлия Юрьевна¹, к.т.н., доц.,

Филимонов Сергей Александрович¹, к.т.н., доц.,

Филимонова Надежда Викторовна¹, к.т.н.,

¹Черкасский государственный технологический университет,

18006, Черкассы, бул. Шевченко, 460,

тел/phone +380 472 710092,

e-mail: halchvl@gmail.com, s.filimonov@chdtu.edu.ua

V.Ya. Halchenko¹, Yu.Yu. Bondarenko¹, S.A. Filimonov¹, N.V. Filimonova¹

¹Cherkasy State Technological University,

460, Shevchenko Blvd., Cherkasy, 18006, Ukraine.

Determination of influence of geometric parameters of piezoceramic plate on amplitude characteristics of linear piezomotor.

Purpose. The purpose of the paper is to determine the influence of the geometric parameters of the stator of a linear piezoceramic motor in the form of a piezoceramic plate on the characteristics of its amplitude oscillations. **Methodology.** For the research, mathematical modeling in the COMSOL Multiphysics software package was used, taking into account the interrelation of electrostatic and mechanical phenomena. **Results.** By numerical simulation of the process of operating of a linear piezoceramic motor, a rational ratio of the width to the length of the piezoceramic plate is determined. **Originality.** The rational value of the thickness h of the piezoceramic plate of the motor is also established. Approximate dependencies are proposed for determining the parameters of the relationship between the geometric dimensions of the piezoceramic plate of a linear piezomotor, which makes it possible to predict its characteristics. The adequacy of calculation models is confirmed by experimental studies. **Practical value.** The results obtained can be used in the design of piezoceramic motors. References 15, figures 8.

Key words: piezoceramics, piezoceramic motor, piezoceramic plate.

REFERENCES

1. Sharapov V. *Piezoceramic sensors*. Heidelberg, Dordrecht, London, New York, Springer Verlag, 2011. 498 p. doi: 10.1007/978-3-642-15311-2.
2. Panich A.E., Zhukov S.N. *P'ezoelektricheskoe priborostroenie. T.4. P'ezoelektricheskie aktuatory* [Piezoelectric instrument making. T.4. Piezoelectric actuators]. Rostov-on-Don, TsVVR Publ., 2008. 159p. (Rus).
3. Petrenko S.F. *P'ezoelektricheskii dvigatel'* [Piezoelectric motor]. Kiev, Korniiichuk Publ., 2002. 96 p. (Rus).
4. *Theodolite*. Available at: <https://en.wikipedia.org/wiki/Theodolite> (accessed on 13 July 2018).
5. Smirnov A.B. *Mekhatronika i robototekhnika. Sistemy mikroperemeshchenii s p'ezoelektricheskimi privodami* [Mechatronics and Robotics. Micro-movement systems with piezoelectric drives]. St. Petersburg, SPbGPU Publ., 2003. 160 p. (Rus).
6. Khmelev V.N. *Istochniki ul'trazvukovogo vozdeistviya. Osobennosti postroeniya i konstruktzii* [Sources of ultrasonic action. Features of construction and construction]. Biisk, AGTU Publ., 2013. 196 p. (Rus).
7. Spanner K., Wischnewskiy O., Vyshnevskyy W. New Linear Ultrasonic Micro motors for Precision Mechatronic Systems. *In Proceedings of the 10th International Conference on New Actuators*. Bremen, Germany. 14-16 June 2006, pp. 439-443.

V. Pliuhin, M. Sukhonos, M. Pan, O. Petrenko, M. Petrenko

IMPLEMENTING OF MICROSOFT AZURE MACHINE LEARNING TECHNOLOGY FOR ELECTRIC MACHINES OPTIMIZATION

Purpose. To consider problems of electric machines optimization within a wide range of many variables variation as well as the presence of many calculation constraints in a single-criteria optimization search tasks. Results. A structural model for optimizing electric machines of arbitrary type using Microsoft Azure machine learning technology has been developed. The obtained results, using several optimization methods from the Microsoft Azure database are demonstrated. The advantages of cloud computing and optimization based on remote servers are shown. The results of statistical analysis of the results are given. Originality. Microsoft Azure machine learning technology was used for electrical machines optimization for the first time. Recommendations for modifying standard algorithms, offered by Microsoft Azure are given. Practical value. Significant time reduction and resources spent on the optimization of electrical machines in a wide range of variable variables. Reducing the time to develop optimization algorithms. The possibility of automatic statistical analysis of the results after performing optimization calculations. References 20, tables 3, figures 7.

Key words: electrical machines, optimization, algorithm, data set, machine learning, Microsoft Azure, cloud computing.

Рассмотрены проблемы оптимизации электрических машин при широком диапазоне варьирования многих переменных, наличии большого числа вычисляемых ограничений, в однокритериальных задачах оптимизационного поиска. Разработана структурная модель оптимизации электрических машин произвольного типа с применением технологии машинного обучения Microsoft Azure. Продемонстрированы результаты, полученные с использованием нескольких методов оптимизации из базы Microsoft Azure. Показаны преимущества облачных расчетов и оптимизации на базе удаленных серверов. Приведенные результаты касаются решения однокритериальной задачи оптимизации с двумя переменными. Даны результаты статистического анализа полученных результатов. Даны рекомендации по применению машинного обучения Microsoft Azure в проектировании и оптимизации электрических машин. Библиография: 20, табл. 3, рис. 7.

Ключевые слова: электрические машины, оптимизация, алгоритм, набор данных, машинное обучение, Microsoft Azure, облачные расчеты.

Introduction. The task of electrical machine (EM) optimal design or a series of EM can be represented as a general non-linear mathematical problem. This problem follows to finding the minimum or maximum of the optimality criterion in the presence of a certain number of independent variables and limiter functions, which are technical or technological requirements-limitations to the project [1-6].

In computer-aided design (CAD) systems, the optimization of an electrical machine consists in multiple calculations of the dependencies between the main indicators given in the form of an equations system, empirical coefficients and graphical dependencies, which can be considered as a design equation [7]. The optimal design of an EM can be represented as the search for optimal parameters by solving this system of equations. The complexity of the calculation algorithm complicates the optimization task.

Reducing the number of independent variables by increasing the number of stages for solving a design problem makes it much easier to find the optimal variant. However, this loses the accuracy of determining the optimal value of the objective function.

Considering CAD in the context of electric machines, it is possible to distinguish the following system components that are used in modern electrical engineering [1]:

- 1) automated design of an electric machine;
- 2) search for the optimal version of the designed machine;
- 3) software implementation of design project and search for optimum;

4) the choice of the optimal variant from the set of effective one, which have been tested for restrictions.

Known methods for searching the optimum version of calculating object, such as the method of coordinate descent, Nelder-Mead, the method of a deformable polyhedron, etc., do not allow performing calculations while changing all configuration variables [8]. As a rule, many methods allow alternating variation of variables with subsequent adjustment of the convergence calculations region [9-12].

Thus, the issue of improving the search for the optimal variation and reducing the time and technical resources, spent on these tasks as well, becomes relevant. In this regard in the paper the development of an optimization model of electric machines, using cloud-based machine learning technology provided by Microsoft Azure services was considered [13, 14].

The aim of the work is the development of a methodology for optimizing electrical machines using Microsoft Azure machine learning technology.

Formulation of the optimization problem. At the optimization stage we assume that the basic version of an electric machine is already calculated (Table 1).

In this case, any electric machine, regardless of its type, turns into a set of initial data (or dataset):

- geometric dimensions;
- winding parameters;
- electrical and magnetic values;
- loss, efficiency, etc.

Table 1
Base machine parameters

Parameter name	Parameter value
Rated power, kW	15
Line voltage, V	380
Rated speed, rev/min	1500
Frequency, Hz	50
Stator core length, mm	130
Stator core inner diameter, mm	185
Efficiency	0.884

The specified dataset, being placed in a one-dimensional vector, can be changed with a given law, obtaining various combinations of the same electric machine. Thus, in order to obtain a machine with the highest efficiency, it was required to find a solution to the following equation:

$$u = f(x_1, x_2, \dots, x_n), \quad (1)$$

where x_1, x_2, \dots, x_n – varied variables; u – target function.

The search for the optimal value was not limited to finding the extremum of the objective function (1). During the search, candidates were screened out that do not pass the specified restrictions. The number of equality constraints within one project can be arbitrary and is set by the designer:

$$\begin{cases} g_1(x_1, x_2, \dots, x_n) = 0, \\ g_2(x_1, x_2, \dots, x_n) = 0, \\ \dots \\ g_n(x_1, x_2, \dots, x_n) = 0. \end{cases} \quad (2)$$

Inequality constraints are also used:

$$\begin{cases} \alpha_1 \leq \gamma_1(x_1, x_2, \dots, x_n) \leq b_1, \\ \alpha_2 \leq \gamma_2(x_1, x_2, \dots, x_n) \leq b_2, \\ \dots \\ \alpha_k \leq \gamma_k(x_1, x_2, \dots, x_n) \leq b_k. \end{cases} \quad (3)$$

In general case for target function $f(x_1, x_2, \dots, x_n)$ the minimum m is finding in restricted area $D(x_1, x_2, \dots, x_n \in D)$ [2]. The considered task was replaced by unconditional optimization (minimization) of a one-parameter family of functions:

$$F(x, \beta) = f(x) + \frac{1}{\beta} \varphi(x), \quad x = \{x_1, x_2, \dots, x_n\}, \quad (4)$$

where $\varphi(x)$ – penalty function; β – penalty factor.

As a penalty function in (4) $\varphi(x)$ was taken, that become zero when the conditions (2) – (3) are fulfilled:

$$\varphi(x) = \frac{1}{\beta} \left\{ \sum_{i=1}^I g_i^2(x) + \sum_{j=1}^J h_j^2(x) [1 - \text{sign } h_j(x)] \right\}, \quad (5)$$

$$\beta > 0.$$

In expression (5) the limitations of the equality and inequality types are:

$$\begin{cases} g_i(x) = 0, i = 1, 2, \dots, I; \\ h_j(x) > 0, j = 1, 2, \dots, J; x = \{x_1, x_2, \dots, x_n\}. \end{cases} \quad (6)$$

The additional (penalty) function $\varphi(x)$ is chosen in the way, when $\beta \rightarrow 0$, the solution of the auxiliary problem tends to solve the original one, or that their minimums coincide: $\min F(x, \beta) \rightarrow m$ while $\beta \rightarrow 0$.

To solve the optimization problem, a Java program was written, the functionality of which made it possible to solve the following problems [15]:

- design of the base machine;
- setting restrictions;
- setting a set of varied variables with setting their variation relative to the base value and the step of their change;
- selection of optimality criteria.

When changing only two variable values (stator core length and its internal diameter) in the range $\pm 20\%$ of the base value, 710000 non-repeating combinations of electric machines were found. Only 441 combinations from this value were passed the restrictions, among which the best option was found. On the Intel Core i3 2.54 GHz processor and 8 Gb RAM, the calculation time was 9 min and 8 s. The results of sampling the selected values are shown on Fig. 1.

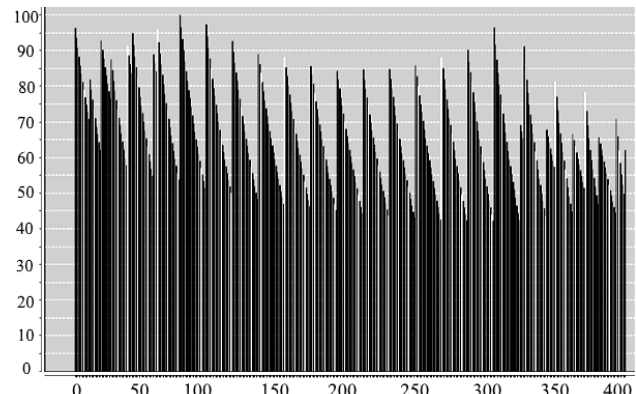


Fig. 1. Sampling combinations diagram of electrical machines in the Java program: Efficiency along the vertical axis and the number of the combination along the X-axis

The obtained optimization results were compared with the experimental data, obtained on two machines with the parameters of the basic and optimized versions, manufactured at «SpecialEnergyService» LLD, Kharkiv, Ukraine. The results of laboratory tests showed a discrepancy with the theoretical no more than 7-8 %.

Performed tests, as well as software solutions of classical optimization methods [2, 3], can be taken for comparison with alternative approaches to optimization.

The disadvantage of the existing method is that the total development time for a Java project was about 3 days (72 hours). In addition, the operating time of the calculated algorithm increases significantly with a change in the range and number of varied values. Fig. 2 shows a comparative chart of the obtained results.

As can be seen from Fig. 2, even at 4 variable variables and the range of their variation $\pm 20\%$ from the base value, the calculation time was about 8 h.

In real industrial projects of electric machines optimization, it is necessary to vary about 32 parameters, with a range from $\pm 10\%$ to $\pm 100\%$ of the base value [3].

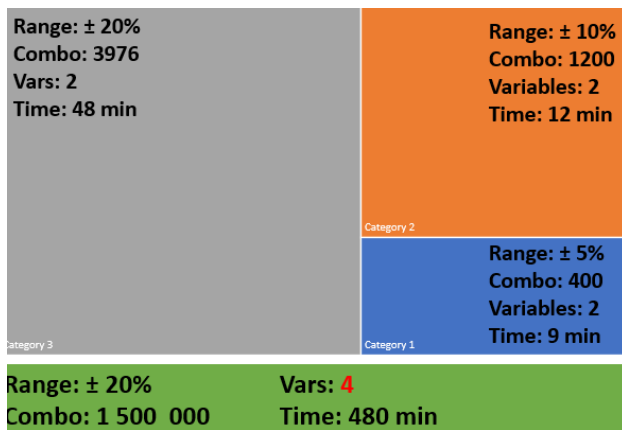


Fig. 2. Comparative chart of time spent on optimization calculations

It is easy to assume that resources of the local PC are not enough to solve such problems, and the debugging time of the project becomes unattainable.

The solution to the problem of operations with large amounts of data (also known as Big Data) and computational operations is the parallelization of calculations and the organization of high-performance computing (HPC) on PC-cluster. However, parallel computing will inevitably entail both changes to the code of an existing program (and an inevitable increase in the debugging time of the program), and will require the presence of the HPC cluster itself.

One solution to this problem is to use the computing power of the Microsoft cloud cluster and machine learning technology based on the Microsoft Azure service.

Developing Microsoft Azure model. Azure Machine Learning enables computers to learn from data and experiences and to act without being explicitly programmed. Customers can build Artificial Intelligence (AI) applications that intelligently sense, process, and act on information – augmenting human capabilities, increasing speed and efficiency, and helping organizations achieve more [16].

Machine Learning finds patterns in large volumes of data and uses those patterns to perform predictive analysis. Microsoft offers Azure Machine Learning, while Amazon offers Amazon Machine Learning and Google offers the Google Prediction API. Software products such as MATLAB support traditional, non-cloud-based ML modeling. There are four steps in the process of finding the best parameter set:

- define the parameter space: for the algorithm, first decide the exact parameter values you want to consider;
- define the cross-validation settings: decide how to choose cross-validation folds for the dataset;
- define the metric: decide what metric to use for determining the best set of parameters, such as accuracy, root mean squared error, precision, recall, or f -score;
- train, evaluate and compare: for each unique combination of the parameter values, cross-validation is carried out by and based on the error metric you define. After evaluation and comparison, you can choose the best-performing model.

To iterate on your model design, you edit the experiment, save a copy if desired, and run it again. When you're ready, you can convert your training experiment to a predictive experiment, and then publish it as a web service so that your model can be accessed by others [17].

Elastic cloud infrastructure is the optimal choice for solutions requiring large design capacities in short periods of time. It allows you not to wait for training models for weeks and at the same time not to keep «supercomputers» on balance.

The source data vector (with parameters of the base machine and its non-repeating combinations) for the investigated electrical machine was saved into a .csv file (comma separated data) and imported into a block of the Microsoft Azure model. In this table (Table 2) for the test task there were 10 variable values (columns) and 442 combinations (rows).

Table 2
Vector of initial data, imported to Microsoft Azure model

Combo	Diameter	Length	Efficiency	cosφ	...
			
0	175	120	0.8824	0.8618	...
1	175	121	0.8831	0.8679	...
2	175	122	0.8838	0.8739	...
3	175	123	0.8844	0.8787	...
4	175	124	0.8848	0.8828	...
5	175	125	0.8852	0.8866	...
6	175	126	0.8855	0.8896	...
...

Statistical analysis of the selected optimality criterion (Efficiency) is performed automatically after importing the source data table into the Microsoft Azure workspace (Table 3).

Table 3
Efficiency statistical performance

Parameter name	Parameter value
Average value	0.8801
Median	0.8817
Minimum value	0.8553
Maximum value	0.8865
Standard deviation	0.0059
Unique values	87
Lost Values	0
Type of analysis	Numeric label

The Microsoft Azure database contains hundreds of computational blocks from which a research task can be made and the complexity of which is limited by the designer's skill [18-20]. Numerous examples of already completed works are available in the Azure cloud. This allow to choose selected one as the basis for the own development.

In this example, the Microsoft Azure project contained the following elements:

- IM_Data – table of parameters;
- Clean Missing Data – deleting of empty rows;

- Select Columns in Dataset – selection of columns of variable parameters;
- Split Data – initial dataset dividing (70% for model teaching in left port and 30% for model analyses using original data in right port);
- Algorithm (Boosted Decision Tree, Multiclass Neural Network);
- Train Model – blocks for model teaching;
- Score Model – block of selection and analysis of the optimality criterion;
- Evaluate Model – block for calculating of statistical information.

The block-scheme of the project is shown on Fig. 3

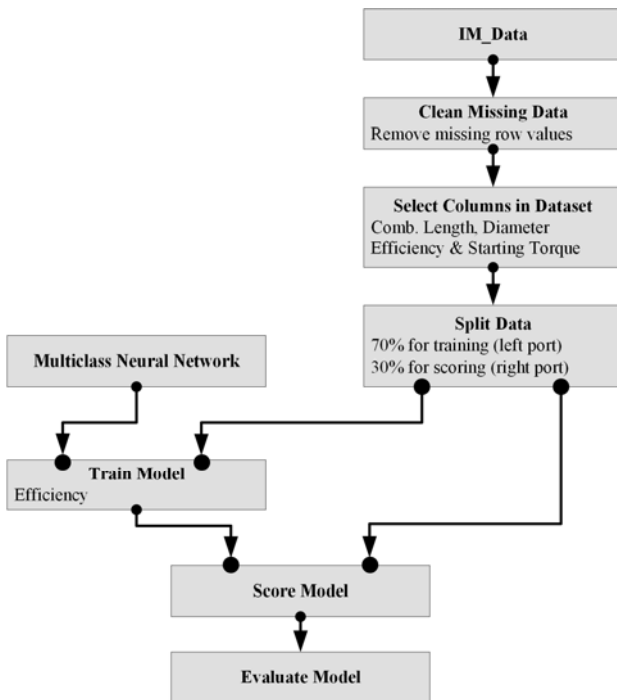


Fig. 3. The project on the optimization of the electric machine in Microsoft Azure workspace

After performing the calculations, related to the system training, testing the sampling algorithm and searching for the optimum, the final results were obtained. We can get access to these results from «Evaluate Model» block (Fig. 3) and receive various reports. The sample of efficiency data is shown on Fig. 4 and Fig. 5.

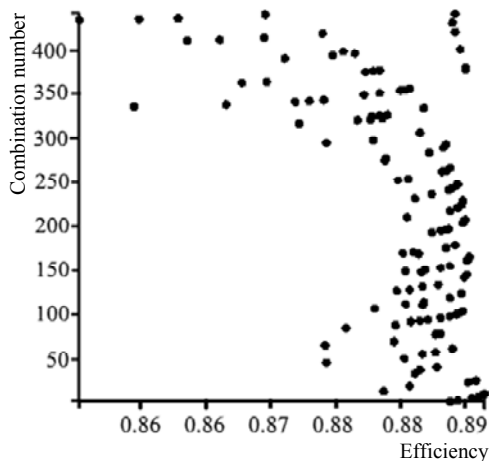


Fig. 4 The dependence of the combinations number vs. efficiency

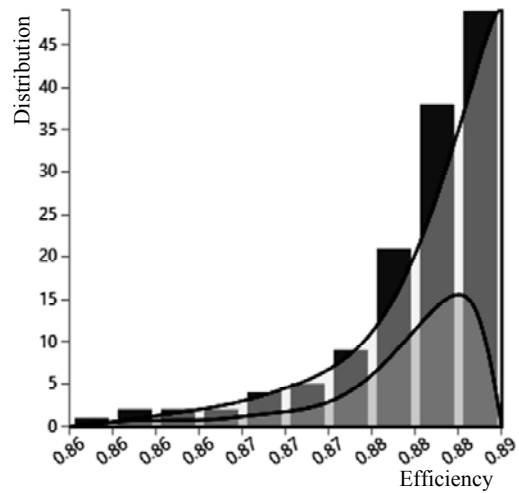


Fig. 5. Efficiency dispersion summary

Fig. 6 shows the report, obtained after analyzing the constructed model in Microsoft Azure using the method of multiclass neural networks. The generated report in tabular format represents the source data sets, followed by columns with calculated deviations from the optimum, as well as statistical indicators (on Fig. 6 only one column (rightmost one) is shown out of 10 available for analysis).

Fig. 7 shows the user project view in the Microsoft Azure workspace, where in addition to the neural network method, the decision tree algorithm, the Poisson regression analysis were included in the analysis of the source data sample.

According to the calculation results, the optimal combination No. 420 was chosen (the choice was made according to the table, the first row of Fig. 6, where the optimization results are sorted in order of increasing error) with the following parameters: stator core length 120 mm, stator core diameter 195 mm, efficiency 0.884.

The computation time was only 1 min 45 s. The metric estimation module built into Microsoft Azure made it possible to determine the quality of the performed calculations. Absolute error 0.000702, standard deviation 0.005926, relative absolute error 0.164582 and relative square error 1.011483 (the lower the value, the better) were obtained.

It should be noted that if the functionality of the embedded Microsoft Azure tools is not enough for some reason, researchers can write and execute their own scripts on *R* or *Python* [13, 14].

Thus, the use of Microsoft Azure in optimizing electrical machines has been demonstrated. In the shown example, only one data vector was used and there were no modules for intermediate processing and data transfer between the modules.

Further research will be focus on creating own *Python* calculating blocks and *R* scripts with a view to transferring to the Microsoft Azure platform not only data set (now this data set is forming based on the results of separate calculations in *Java* program), but also creating a population of source data based on the vector parameters of the base machine.

Efficiency	PowerFactor	Induction	StartCurrent	StartTorque	MaxTorque	Temperature	Scored Probabilities for Class "0.8556"
0.8849	0.9052	0.709	5.65	1.35	2.53	90.6	0
0.8828	0.8793	0.73	5.61	1.39	2.59	92.9	0.000001
0.8778	0.8582	0.729	5.61	1.42	2.66	96.2	0.000792
0.8696	0.8256	0.659	5.12	1.36	2.57	95.9	0.001181
0.8779	0.8524	0.768	5.76	1.48	2.76	98.9	0.00042
0.8811	0.8598	0.769	5.72	1.46	2.72	96.8	0.000045
0.8835	0.9042	0.684	5.54	1.32	2.49	89.7	0
0.8765	0.8627	0.676	5.36	1.35	2.55	93.1	0.000138
0.88	0.8829	0.683	5.48	1.34	2.53	91.6	0.000021
0.8831	0.8805	0.743	5.7	1.41	2.63	93.8	0.000004

Fig. 6. Results of the neural network sampling algorithm in the Microsoft Azure report table (screenshot of the project table in the browser workplace)

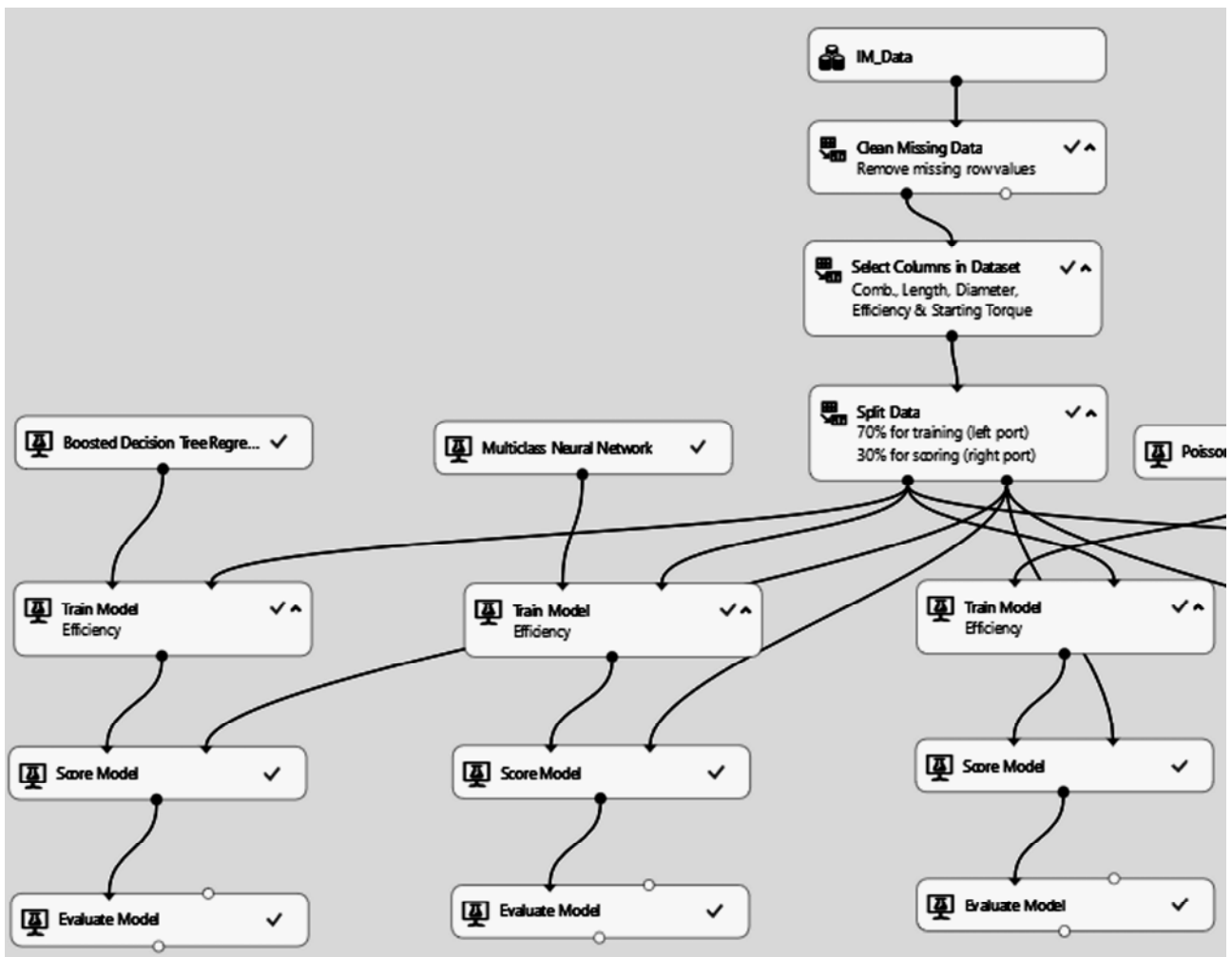


Fig. 7. Full project model in Microsoft Azure (Screenshot of the project model in the browser workplace)

Conclusions.

The application of Microsoft Azure machine learning technology in electrical machines optimizing is shown for the first time.

As a result of the performed optimization using Microsoft Azure cloud services, the computation time was reduced by more than 300 times (from 480 minutes to 2 minutes) when solving the same task compared to calculations on a stationary PC.

The project development time of an electric machine, on the example of an induction motor with a squirrel-cage rotor, was reduced from several working days to 30 minutes.

The complexity of project developing (induction motor parameters optimization task) has significantly decreased compared to direct *Java* programming, due to the use of ready-made analysis units provided by Microsoft Azure.

The Microsoft Azure platform for the implementation of machine learning technology can be recommended in solving optimization problems of various electric machine types.

REFERENCES

1. Sen S.K. *Principles Of Electrical Machine Design With Computer Programs*. Oxford, IBH Publishing Company Pvt. Limited, 2006. 415 p.
2. Rekleitis G., Reivindran A., Regsdel K. *Optimizatsiia v tekhnike* [Optimization in technology]. Moscow, Mir Publ., 1986. 351 p. (Rus).
3. Goriagin V.F., Zagriadskii V.I., Sycheva T.A. *Optimal'noe proektirovanie asinkhronnykh vzryvozashchishchennykh dvigatelei* [Optimal design of asynchronous explosion-proof motors]. Kishinev, Shtiitsa Publ., 1980. 200 p. (Rus).
4. Zablodskiy N., Lettl J., Pliugin V., Buhr K., Khomitskiy S. Induction Motor Optimal Design by Use of Cartesian Product. *Transactions on electrical engineering*, 2013, no.2, pp. 54-58.
5. Zablodskiy N., Lettl J., Pliugin V., Buhr K., Khomitskiy S. Induction Motor Design by Use of Genetic Optimization Algorithms. *Transactions on electrical engineering*, 2013, no.3, pp. 65-69.
6. Zablodskii N.N., Pliugin V.E., Petrenko A.N. Using object-oriented design principles in electric machines development. *Electrical engineering & electromechanics*, 2016, no.1, pp. 17-20. doi: **10.20998/2074-272X.2016.1.03**.
7. Papalambros P.Y., Wilde D.J. *Principles of optimal design*. Cambridge University Press, 2017. doi: **10.1017/9781316451038**.
8. Severin V.P., Nikulina E.N. *Metody odnomernogo poiska* [Methods of one-dimensional search]. Kharkiv, NTU KhPI Publ., 2013. 124 p. (Rus).
9. Todorov E. Optimal control theory. *Bayesian Brain: Probabilistic Approaches to Neural Coding*, 2006, chap. 12, pp. 268-298. doi: **10.7551/mitpress/9780262042383.003.0012**.
10. Kappen H.J. Optimal control theory and the linear Bellman equation. *Bayesian Time Series Models*, 2011, pp. 363-387. doi: **10.1017/cbo9780511984679.018**.
11. Kanemoto Y. *Theories of urban externalities*. Holland, North-Holland Publ., 1980. 189 p.
12. Satit Owatchaiphong, Nisai Fuengwarodsakul. Multi-Objective Design for Switched Reluctance Machines Using Genetic and Fuzzy Algorithms. *The ECTI Transactions on Electrical Engineering, Electronics, and Communications*, 2013, vol.11, no.2, pp. 1530-1533.
13. Chappel D. *Introduction Azure machine learning: a guide for technical professionals*. Chappel & Associates, 2015.
14. Collier M., Shahan R. *Microsoft Azure Essentials*. Microsoft Press, 2016.
15. Bloch J. *Effective Java*. Canada, Sun Microsystems, 2008.
16. *What is Azure machine learning studio?* Available at: <https://docs.microsoft.com/en-us/azure/machinelearning/studio/what-is-ml-studio> (Accessed 10 May 2018).
17. Hayakawa S., Hayashi H. Using Azure Machine Learning for Estimating Indoor Locations. *2017 International Conference on Platform Technology and Service (PlatCon)*, Busan, 2017, pp. 1-4. doi: **10.1109/platcon.2017.7883736**.
18. *Azure Machine Learning*. Available at: <https://azure.microsoft.com/en-us/services/machine-learning-studio/> (Accessed 22 April 2018).
19. *Dig Deep with Azure Machine Learning*. Available at: <https://studio.azureml.net/> (Accessed 16 February 2018).
20. Microsoft Azure Machine Learning: Algorithm Cheat Sheet. Available at: <http://aka.ms/MLCheatSheet> (Accessed 05 March 2018).

Received 17.10.2018

V. Pliuhin¹, Doctor of Technical Sciences, Professor,
M. Sukhonos¹, Doctor of Technical Sciences, Professor,
M. Pan¹, Candidate of Technical Sciences, Professor,
O. Petrenko¹, Doctor of Technical Sciences, Associate Professor,
M. Petrenko², Candidate of Technical Sciences, Associate Professor,

¹O.M. Beketov National University of Urban Economy in Kharkiv,

17, Marshal Bazhanov Str., Kharkiv, 61002, Ukraine,
e-mail: petersanya1972@gmail.com

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

Д.О. Волонцевич, Е.А. Веретенников, И.В. Костяник, А.С. Яремченко, А.И. Ефремова, В.О. Карпов

ВЫБОР МОЩНОСТИ ЭЛЕКТРОПРИВОДА ЛЕГКОБРОНИРОВАННЫХ ГУСЕНИЧНЫХ И КОЛЕСНЫХ МАШИН С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ОДНО- ИЛИ ДВУХСТУПЕНЧАТЫХ МЕХАНИЧЕСКИХ РЕДУКТОРОВ

При проектуванні електромеханічних трансмісій (ЕМТ) для легкоброньованих гусеничних і колісних машин (ЛБГКМ) часто виникає проблема недостатчі коефіцієнта пристосованості тягового електродвигуна (ТЕД) мінімальної розрахункової потужності для задоволення вимогам до силового діапазону трансмісії. У літературі напрацьовано кілька способів рішення цієї проблеми, однак не було знайдено єдиного алгоритму, що дозволяє формалізувати й покровоко провести процес вибору найбільш раціональної структури ЕМТ. Метою запропонованої роботи є формування науково обґрунтованої методики оцінки можливості використання одноступінчастих редукторів в ЕМТ для ЛБГКМ і розрахунку необхідної потужності ТЕД обраного типу для одно- або двоступінчастих механічних редукторів. Методика. Для проведення досліджень використовувалися положення теорії руху гусеничних і колісних машин. Результат. Запропонована формалізована методика визначення необхідної механічної потужності електродвигуна ЛБГКМ залежно від енергетичних можливостей мотор-генераторної установки, моментної характеристики обраних ТЕД і кількості ступенів у механічних редукторах. Наукова новизна. Уперше встановлено формалізований зв'язок між тактико-технічними вимогами до ЛБГКМ, характеристиками обраних ТЕД, структурою і параметрами механічних редукторів. Практична цінність. Отримано інструментарій для інженерно-конструкторського персоналу, що розробляє ЕМТ для ЛБГКМ. Робота з алгоритмом проілюстрована на прикладі вибору потужності і передаточних відношень механічних редукторів для багатопільового легкоброньованого транспортера тягача МТ-ЛБ. Бібл. 10, табл. 3, рис. 4.

Ключові слова: електромеханічні трансмісії, легкоброньовані гусеничні і колісні машини, тяговий електродвигун, механічний редуктор, силовий діапазон трансмісії.

При проектировании электромеханических трансмиссий (ЭМТ) для легкобронированных гусеничных и колесных машин (ЛБГКМ) часто возникает проблема нехватки коэффициента приспособляемости тягового электродвигателя (ТЭД) минимальной расчетной мощности для удовлетворения требованиям к силовому диапазону трансмиссии. В литературе наработано несколько способов решения этой проблемы, однако не было найдено единого алгоритма, позволяющего формализовать и поэтапно провести процесс выбора наиболее рациональной структуры ЭМТ. Целью предложенной работы является формирование научно обоснованной методики оценки возможности использования одноступенчатых редукторов в ЭМТ для ЛБГКМ и расчета необходимой мощности ТЭД выбранного типа для одно- или двухступенчатых механических редукторов. Методика. Для проведения исследований использовались положения теории движения гусеничных и колесных машин. Результат. Предложена формализованная методика определения необходимой механической мощности электропривода ЛБГКМ в зависимости от энергетических возможностей мотор-генераторной установки, моментной характеристики выбранных ТЭД и количества ступеней в механических редукторах. Научная новизна. Впервые установлена формализованная связь между тактико-техническими требованиями к ЛБГКМ, характеристиками выбранных ТЭД, структурой и параметрами механических редукторов. Практическая ценность. Получен инструментальный для инженерно-конструкторского персонала, разрабатывающего ЭМТ для ЛБГКМ. Работа с алгоритмом проиллюстрирована на примере выбора мощности и передаточных отношений механических редукторов для многоцелевого легкобронированного транспортера тягача МТ-ЛБ. Библ. 10, табл. 3, рис. 4.

Ключевые слова: электромеханические трансмиссии, легкобронированные гусеничные и колесные машины, тяговый электродвигатель, механический редуктор, силовой диапазон трансмиссии.

Введение. Электромеханические трансмиссии (ЭМТ) в последнее время находят все более широкое распространение не только в гражданских автомобилях, но и в военной технике [1-7]. Это связано с тем, что ЭМТ позволяют обеспечить ряд существенных преимуществ, которые были сформулированы в работах [8, 9]:

- бесступенчатое изменение скорости, тягового усилия и радиуса поворота;
- легкость автоматизации трансмиссии и обеспечения управления машиной любым членом экипажа и дистанционного управления;
- расширенные возможности по рекуперации энергии замедления, поворота, колебаний подрессоренных масс и т.д.;
- возможность кратковременного движения без работающего ДВС;
- возможность кратковременного суммирования мощности генераторной установки и накопителей энергии;
- отсутствие жестких механических связей между основными агрегатами, облегчающее компоновку.

Классические ступенчатые механические трансмиссии с гидродинамическими передачами практически

полностью выбрали свой технический потенциал по повышению удельной мощности и подвижности как гусеничных, так и полноприводных колесных машин. Кроме того с такими трансмиссиями на многоосных полноприводных машинах существует неоправданная сложность реализации системы поддержания курсовой устойчивости и регулирования тяги для исключения буксования.

Все это сделало задачу проектирования ЭМТ для легкобронированных гусеничных и колесных машин (ЛБГКМ) актуальной и своевременной.

Краткий анализ проблемы, цель и постановка задачи. Характеристики современных тяговых электродвигателей (ТЭД), в частности асинхронных ТЭД с частотным регулированием, позволяют получать гиперболическую характеристику постоянной мощности близкую к идеальной. Однако ее, как правило, все равно не хватает для получения электропривода с бесступенчатым регулированием во всем диапазоне, который требуется для машин, перемещающихся не только по дорогам с твердым покрытием, но и по бездорожью [8, 9]. Это связано с ограничением максимального крутящего момента ТЭД, которое диктуется величиной максимальной силы тока в обмотках и перегреву.

В существующих зарубежных конструкциях обычно для решения этой проблемы используют ТЭД с большим запасом мощности, которая вообще не может быть обеспечена даже суммарной мощностью генератора и накопителя [2-4, 6]. Это приводит к дополнительному увеличению веса, габаритов и стоимости такой трансмиссии и снижает в совокупности те преимущества, которые можно было бы получить при внедрении электропривода для военной бронетехники. В работах [8, 9] был рассчитан тяговый баланс машин с ЭМТ на примере гусеничного многоцелевого транспортера-тягача МТ-ЛБ и колесного бронетранспортера БТР-4. Однако стройного и относительно универсального алгоритма, позволяющего определять границы возможности использования одноступенчатых редукторов в ЭМТ для ЛБГКМ и требующуюся для этого мощность ТЭД, в научной литературе найдено не было.

Целью работы является формирование научно обоснованной методики оценки возможности использования одноступенчатых редукторов в ЭМТ для ЛБГКМ и расчета необходимой мощности ТЭД выбранного типа для одно- или двухступенчатых механических редукторов.

Задачи, решаемые для достижения поставленной цели:

- формализация требований к кинематическому и силовому диапазонам ЭМТ для ЛБГКМ;
- определение требуемой механической мощности выбранных ТЭД для использования в трансмиссиях с одноступенчатыми механическими редукторами при обеспечении заданных параметров подвижности;
- определение рациональных значений передаточных отношений обеих ступеней механических редукторов и минимально возможного значения требуемой механической мощности выбранных ТЭД для трансмиссии с двухступенчатыми механическими редукторами.

Алгоритм определения мощности и выбора характеристик редуктора. ЛБГКМ по своему функциональному назначению выполняют разноплановые задачи по ведению боевых действий в непосредственном соприкосновении с противником, по перевозке личного состава, военных грузов, буксировке артиллерийских и других систем как в условиях дорог с твердым покрытием, так и в условиях полного бездорожья.

Если попытаться обобщить современные требования по подвижности к этим машинам применительно к электромеханическим трансмиссиям, то, в первую очередь, необходимо выделить следующие:

- 1) достижение и длительное поддержание максимальной скорости v_{\max} при движении по шоссе;
- 2) возможность подъема на задерненный грунтовый склон с углом α_{\max} со скоростью не менее v_{\min} ;
- 3) время разгона до максимальной скорости при движении по шоссе;
- 4) время разгона до скорости 20 м/с для колесных машин (КМ) и до 12 м/с для гусеничных машин (ГМ) при движении по шоссе;
- 5) время разгона до скорости 10 м/с при движении по сухой грунтовой дороге;
- 6) длительная реализация динамического фактора D_{\max}^{LL} для ГМ и КМ с силовой организацией поворота по принципу ГМ как правило не менее 0,8 и для КМ с кинематическим поворотом не менее 0,7.

Предлагаемый алгоритм содержит следующую последовательность действий:

1. Первое требование позволяет определить минимально необходимую механическую мощность электропривода, необходимую для его реализации. В соответствии с [8, 9] для первого требования

$$N_{v_{\max}} = \frac{(G_M f + k F v_{\max}^2) v_{\max}}{\eta_{WG} \eta_{CD}},$$

где G_M – вес машины (Н); v_{\max} – максимальная скорость движения по шоссе (м/с); f – коэффициент сопротивления движению по горизонтальной поверхности, зависящий от качества и микрорельефа местности и типа движителя; k – коэффициент обтекаемости корпуса машины (Н·с²/м⁴); F – площадь лобовой проекции машины (м²); η_{WG} – КПД механического колесного редуктора; η_{CD} – КПД гусеничного движителя, который при максимальной скорости вычисляется по формуле

$$\eta_{CD} = a_1 - a_2 v_{\max},$$

где коэффициенты a_1 и a_2 зависят от типа шарнира гусеничного движителя и для металлического шарнира (МШ) равны $a_1 = 0,95$ и $a_2 = 0,018$ с/м, а для резинометаллического шарнира (РМШ) $a_1 = 0,98$ и $a_2 = 0,012$ с/м.

2. По рассчитанному значению мощности выбираются ТЭД принятого типа, суммарная длительно действующая механическая мощность которых не меньше требуемой величины:

$$N_{\Sigma TM} \geq N_{v_{\max}}.$$

3. По заданным или принятым размерам ведущих колес (driving wheel) R_{DW} и максимальной угловой скорости ТЭД $\omega_{TM \max}$ определяем передаточное отношение механических колесных редукторов (wheel gear), позволяющее обеспечить движение машины с заданной максимальной скоростью v_{\max} по дороге с твердым покрытием:

$$i_{WG} = \frac{\omega_{TM \max} R_{DW}}{v_{\max}}.$$

4. Зная величину передаточного отношения колесных редукторов и задавшись значением их КПД в зависимости от структуры, определяем максимальные значения силы тяги P и динамического фактора D машины в момент старта при $v = 0$ для кратковременного режима и при $v = v_{\min}$ для длительно действующего режима

$$P_{v=0}^{AST} = \frac{M_{\Sigma TM \max}^{AST} i_{WG} \eta_{WG} \eta_{CD}}{R_{DW}} \quad \text{и} \quad D_{v=0}^{AST} = \frac{P_{v=0}^{AST}}{G_M};$$

$$P_{v=v_{\min}}^{LL} = \frac{M_{\Sigma TM \max}^{LL} i_{WG} \eta_{WG} \eta_{CD}}{R_{DW}} \quad \text{и} \quad D_{v=v_{\min}}^{LL} = \frac{P_{v=v_{\min}}^{LL}}{G_M},$$

где $M_{\Sigma TM \max}^{AST}$ – максимальный суммарный кратковременно допустимый крутящий момент всех ТЭД, а $M_{\Sigma TM \max}^{LL}$ – максимальный суммарный длительно действующий крутящий момент всех ТЭД.

5. Проверяем величину $D_{v=v_{\min}}^{LL}$ на соответствие требованиям 6 и 2 при выбранном значении передаточного отношения колесного редуктора. Для этого вычисляем передаточные отношения дополнительных редукторов

$$i_{add}^{D_{\max}} = \frac{D_{\max}^{LL}}{D_{v=v_{\min}}^{LL}} \leq 1 \quad \text{и} \quad i_{add}^{\alpha} = \frac{f_{\Sigma}}{D_{v=v_{\min}}^{LL}} \leq 1,$$

где f_{Σ} – суммарный коэффициент сопротивления движению, который определяется по формуле

$$f_{\Sigma} = f \cdot \cos \alpha + \sin \alpha,$$

где α – угол подъема, равный α_{\max} – заданному в тактико-технических характеристиках ЛБГКМ максимально-му углу подъема на грунтовый задерненный склон.

Если одно или оба условия не выполняются, то необходимо, взяв большее из найденных значений i_{add}^{α} и $i_{add}^{D_{\max}}$, в это количество раз доступным способом увеличить максимальный суммарный длительно действующий крутящий момент всех ТЭД или установить пониженную ступень в колесных редукторах с найденным дополнительным передаточным отношением.

6. Оценить возможности предполагаемых энергетической установки, генератора и накопителей по возможностям длительного и кратковременного питания трансмиссии.

7. Проверить выполнение требований 2 – 5 путем проведения тягового расчета в соответствующих дорожных условиях с учетом ограничений по возможностям энергетической установки, генератора и накопителей. Если в процессе расчета были введены пониженные ступени в колесных редукторах, то тяговый расчет следует проводить в двух режимах – сначала оценивать время разгона при старте сразу со второй передачи, а затем, если условия не выполняются, рассмотреть разгон с последовательным включением передач, начиная с пониженной.

Проиллюстрируем приведенную методику на примере разработки электромеханической трансмиссии для гусеничного многоцелевого тягача МТ-ЛБ.

Исходные данные для расчетов по машине представлены в табл. 1, по ТЭД – в табл. 2.

Таблица 1

Исходные данные по тягачу

Наименование показателя	Значение	
Вес машины G_M , Н	117720	
Максимальная скорость движения по шоссе V_{\max} , м/с (км/ч)	18,06 (65)	
Средняя скорость движения, м/с (км/ч)	по шоссе V_{av}	11,11 (40)
	по грунтовой дороге V_{av}^*	8,33 (30)
Максимальный угол подъема по грунту α_{\max}^0	35	
Скорость на подъем с уклоном 35° не менее, м/с (км/ч)	1,39 (5)	
Высота машины H , м	2,035	
Ширина колеи B , м	2,5	
Клиренс h , м	0,4	
Радиус ведущего колеса R_{DW} , м	0,265	
Коэффициент обтекаемости k , (Н·с ²)/м ⁴	0,65	
Расчетное время разгона по шоссе, с (не более) до скорости $0,95v_{\max} = 17,153$ м/с (61,75 км/ч)	60	
Расчетное время разгона по шоссе, с (не более) до скорости 11,11 м/с (40 км/ч)	15	
Расчетное время разгона по грунтовой дороге, с (не более) до скорости 8,33 м/с (30 км/ч)	10	
Максимальное значение динамического фактора (не менее)	0,8	

Характеристики ТЭД М73

Показатель	Значение
Масса ТЭД, кг	88
Габариты (диаметр × длина), мм	483 × 232
Максимальная мощность ТЭД, кВт	150
Максимальная длительная мощность ТЭД, кВт	120
Максимальная частота вращения, об/мин	3100
Максимальный длительный момент, Нм	1050
Максимальный кратковременный момент (менее минуты), Нм	2050

В соответствии с предлагаемым алгоритмом:

1. Необходимая мощность для достижения максимальной скорости

$$N_{v_{\max}} = \frac{(G_M f + k F v_{\max}^2) v_{\max}}{\eta_{WG} \eta_{CD}} = \frac{\left(117720 \cdot 0,045 + 0,65 \cdot 4,0875 \cdot \left(\frac{65}{3,6} \right)^2 \right) \frac{65}{3,6}}{0,98 \cdot \left(0,95 - 0,018 \frac{65}{3,6} \right)} = 181692 \text{ Вт,}$$

где площадь фронтальной проекции машины

$$F = B(H - h) = 2,5(2,035 - 0,4) = 4,0875 \text{ м}^2.$$

2. Для ТЭД М73, имеющего длительно действующую мощность 120 кВт, достаточно будет двух ТЭД – по одному на каждое ведущее колесо (борт).

3. Передаточное отношение колесных редукторов для этих ТЭД будет

$$i_{WG} = \frac{\omega_{TM \max} R_{DW}}{v_{\max}} = \frac{\pi \cdot 3100}{\frac{30}{65} \cdot 0,265} = 4,765.$$

4. Определяем максимальные значения силы тяги и динамического фактора машины в момент старта при $v = 0$ для кратковременного режима и при $v = v_{\min}$ для длительно действующего режима.

$$P_{v=0}^{AST} = \frac{M_{\Sigma TM \max}^{AST} i_{WG} \eta_{WG} \eta_{CD}}{R_{DW}} = \frac{2 \cdot 2050 \cdot 4,765 \cdot 0,98 \cdot 0,95}{0,265} = 68636 \text{ Н;}$$

$$D_{v=0}^{AST} = \frac{P_{v=0}^{AST}}{G_M} = \frac{68636}{117720} = 0,583;$$

$$P_{v=v_{\min}}^{LL} = \frac{M_{\Sigma TM \max}^{LL} i_{WG} \eta_{WG} \eta_{CD}}{R_{DW}} = \frac{2 \cdot 1050 \cdot 4,765 \cdot 0,98 \cdot \left(0,95 - 0,018 \frac{5}{3,6} \right)}{0,265} = 34230 \text{ Н;}$$

$$D_{v=v_{\min}}^{LL} = \frac{P_{v=v_{\min}}^{LL}}{G_M} = \frac{34230}{117720} = 0,291.$$

5. Вычисляем передаточные отношения дополнительных редукторов:

$$i_{add}^{D_{\max}} = \frac{D_{\max}^{LL}}{D_{v=v_{\min}}^{LL}} = \frac{0,8}{0,291} = 2,75 > 1;$$

$$i_{add}^{\alpha} = \frac{f_{\Sigma}}{D_{v=v_{\min}}^{LL}} = \frac{0,065 \cdot \cos 35^{\circ} + \sin 35^{\circ}}{0,291} = 2,154 > 1.$$

Полученные значения свидетельствуют о том, что в рассматриваемой конфигурации электромеханический привод для тягача не будет удовлетворять требованиям ни по 2, ни по 6 пункту.

6. Для решения этой проблемы необходимо либо увеличить в 2,75 раза суммарный крутящий момент на ТЭД, либо ввести дополнительную пониженную ступень в колесные редукторы с дополнительным передаточным отношением 2,75.

Рассмотрим первый вариант решения вопроса.

Увеличение суммарного длительно действующего крутящего момента ТЭД возможно либо путем перехода на более высокомоментный ТЭД, либо увеличивая их количество. В нашем случае имеется лишь возможность применить большее количество принятых для расчета ТЭД М73.

Оценим мощность, которую будут потреблять 6 ТЭД М73 при реализации $D_{v=v_{\min}}^{LL} = 0,8$. В этом случае сила тяги должна составлять

$$P_{v=v_{\min}}^{LL} = D_{v=v_{\min}}^{LL} G_M = 0,8 \cdot 117720 = 94176 \text{ Н.}$$

Соответственно, суммарный крутящий момент всех шести ТЭД будет

$$M_{\Sigma TM}^{LL} \max = \frac{P_{v=v_{\min}}^{LL} R_{DW}}{i_{WG} \eta_{WG} \eta_{CD}} = \frac{94176 \cdot 0,265}{4,765 \cdot 0,98 \cdot \left(0,95 - 0,018 \cdot \frac{5}{3,6}\right)} = 5778 \text{ Нм.}$$

При этом скорость их вращения будет составлять

$$\omega_{TM} = \frac{v_{\min} i_{WG}}{R_{DW}} = \frac{3,6 \cdot 4,765}{0,265} = 24,97 \text{ с}^{-1}.$$

Потребляемая механическая мощность будет составлять всего

$$N_{D \max} = \omega_{TM} M_{\Sigma TM}^{LL} \max = 24,97 \cdot 5778 = 144299 \text{ Вт,}$$

что является полностью допустимым.

Рассмотрим второй вариант решения вопроса.

В этом случае оставляем два ТЭД М73 и добавляем пониженную ступень в колесные редукторы с передаточным отношением

$$i_L = i_{WG} \cdot i_{add}^{D \max} = 4,765 \cdot 2,75 = 13,1.$$

7. Проверим выполнение требований 2 – 5 для обоих вариантов путем проведения тягового расчета в соответствующих дорожных условиях с учетом ограничений по возможностям энергетической установки, генератора и накопителей. Примем максимальную суммарную длительно механическую мощность всех шести ТЭД М73 равной 200 кВт.

Тогда зависимость суммарного крутящего момента всех 6 ТЭД от скорости вращения якоря будет соответствовать кривой, представленной на рис. 1. И, соответственно график динамического фактора для машины с 6 ТЭД М73, вычисленный по формуле

$$D = \frac{M_{\Sigma TM}^{LL} i_{WG} \eta_{WG} \eta_{CD} - k F v^2}{G_M R_{DW}},$$

будет иметь вид, представленный на рис. 2.

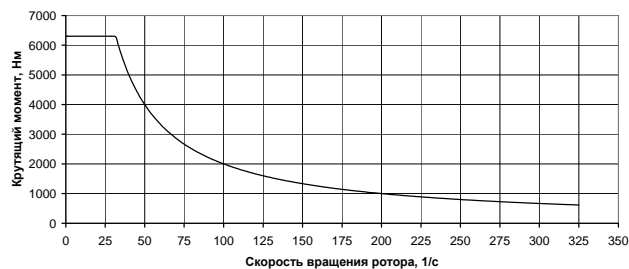


Рис. 1. Суммарный крутящий момент 6 ТЭД М73 при ограничении мощности 200 кВт

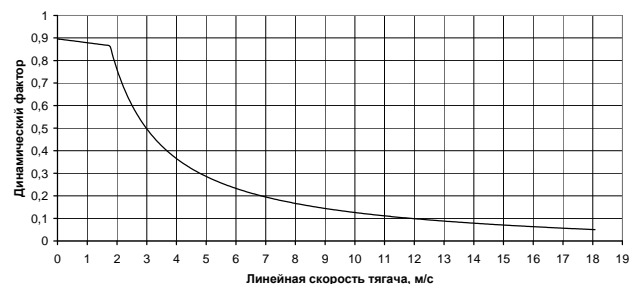


Рис. 2. Динамический фактор тягача с 6 ТЭД М73 при ограничении мощности 200 кВт

Соответственно для двух ТЭД М73 и двухступенчатого колесного редуктора графики суммарного крутящего момента и динамического фактора представлены на рис. 3 и 4.

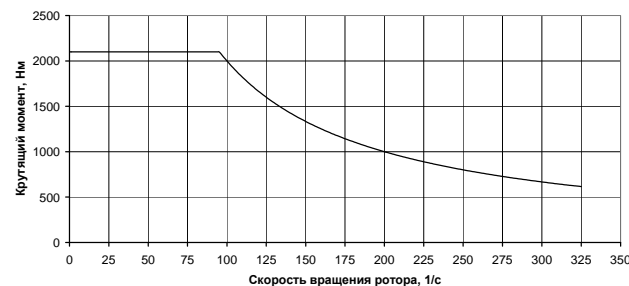


Рис. 3. Суммарный крутящий момент 2 ТЭД М73 при ограничении мощности 200 кВт

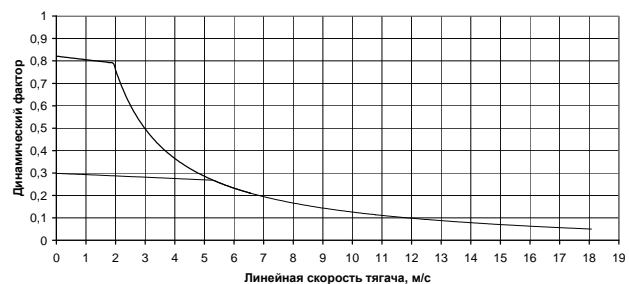


Рис. 4. Динамический фактор тягача с 2 ТЭД М73 и двухступенчатыми колесными редукторами при ограничении мощности 200 кВт

Для проверки требований 2 – 5 были проведены 3 варианта расчетов по разгону машины на горизонтальной поверхности:

- 6 ТЭД М73, одноступенчатые колесные редукторы с $i_{WG} = 4,765$;

- 2 ТЭД М73, двухступенчатые колесные редукторы с передаточными отношениями – пониженное $i_L = 13,1$ и нормальное $i_{WG} = 4,765$, разгон с передачи нормального ряда без переключения в процессе движения;

- 2 ТЭД М73, двухступенчатые колесные редукторы с передаточными отношениями – пониженное $i_L = 13,1$ и нормальное $i_{WG} = 4,765$, разгон с пониженной ступени с переключением в процессе движения.

Также были проведены расчеты по определению максимальной скорости движения машины на подъеме в 35° по грунтовой дороге в двух вариантах:

- 6 ТЭД М73, одноступенчатые колесные редукторы с $i_{WG} = 4,765$;

- 2 ТЭД М73, двухступенчатые колесные редукторы с передаточными отношениями – пониженное $i_L = 13,1$ и нормальное $i_{WG} = 4,765$, разгон и движение на пониженной передаче.

Результаты расчетов приведены в табл. 3.

Анализ полученных результатов. Вариант построения ЭМТ для тягача МТ-ЛБ с двумя ТЭД М73 и одноступенчатыми колесными редукторами был снят с рассмотрения, как не позволяющий обеспечить пункты 2 и 6 «Требований».

Оставшиеся три варианта построения предполагают:

- шесть ТЭД М73 (по три на борт) с двумя одноступенчатыми колесными редукторами (по одному на борт);

- два ТЭД М73 (по одному на борт) с двумя двухступенчатыми колесными редукторами (по одному на борт) с возможностью включения пониженного ряда при остановке машины для движения в тяжелых дорожных условиях;

- два ТЭД М73 (по одному на борт) с двумя двухступенчатыми колесными редукторами (по одному на борт) с возможностью последовательного включения пониженного и нормального ряда в движении, как при разгоне, так и при замедлении.

Требования к подвижности ЛБГКМ, прописанные в [1, 2], являются заниженными и фактически повторяют параметры машины, имеющей классическую механическую ступенчатую трансмиссию. Все три оставленных к рассмотрению варианта построения ЭМТ уверенно удовлетворяют предъявленным требованиям.

Наилучшие показатели подвижности тягача имеет ЭМТ, состоящая из шести ТЭД М73 (по три ТЭД на борт) с двумя одноступенчатыми колесными редукторами (по одному на борт). Однако ее использование приводит к увеличению массы привода на 352 кг и стоимости – на стоимость четырех дополнительных ТЭД М73 по сравнению с трансмиссией, содержащей 2 ТЭД М73 и 2 одноступенчатых колесных редуктора.

Таблица 3

Результаты расчетов показателей подвижности тягача при ограничении мощности 200 кВт

Наименование показателя	Требование	6 ТЭД М73		2 ТЭД М73			
				Разгон на нормальном ряду		Разгон с переключением	
		МШ	РМШ	МШ	РМШ	МШ	РМШ
Скорость на подъем с уклоном 35° не менее, м/с (км/ч)	1,389 (5)	2,408 (8,67)	2,522 (9,08)	–	–	2,408 (8,67)	2,522 (9,08)
Расчетное время разгона по шоссе, с (не более) до скорости $0,95 v_{max} = 17,153$ м/с (61,75 км/ч)	60	29,622	20,335	30,64	21,286	29,629	20,341
		100 %	100 %	–3,4 %	–4,7 %	–0,02 %	–0,03 %
Расчетное время разгона по шоссе, с (не более) до скорости 12 м/с (43,2 км/ч)	15	8,153	7,063	9,17	8,014	8,159	7,069
		100 %	100 %	–12,5 %	–13,5 %	–0,07 %	–0,08 %
Расчетное время разгона по грунтовой дороге, с (не более) до скорости 10 м/с (36 км/ч)	10	5,879	5,141	7,064	6,245	5,884	5,147
		100 %	100 %	–20,2 %	–21,5 %	–0,09 %	–0,12 %
Максимальное длительное значение динамического фактора (не менее)	0,8	0,896	0,924	0,299	0,308	0,821	0,847
		100 %	100 %	–	–	–8,37 %	–8,33 %

Наименьший вес и стоимость при проигрыше первому варианту в подвижности от 3 % до 21,5 % в зависимости от показателя и типа шарнира гусеничного движителя имеет вариант с двумя ТЭД М73 и двумя двухступенчатыми колесными редукторами с возможностью включения пониженного ряда при остановке машины для движения только в тяжелых дорожных условиях. В этом случае можно избежать дисков трения в двухступенчатом планетарном редукторе, а организовать переключение при помощи зубчатых муфт по аналогии с реверсивной бортовой передачей БМ «Оплот». В отличие от первого варианта увеличение массы привода ожидается в пределах всего 160-165 кг по сравнению с трансмиссией, содержащей 2 ТЭД М73 и 2 одноступенчатых колесных редуктора.

Наиболее перспективным, на наш взгляд, является третий вариант, который очень незначительно проигрывает первому варианту в подвижности (от 0,02 % до 8,37 %), но при этом в случае соответствующим обра-

зом продуманной конструкции колесного редуктора позволяет совместить функции остановочных тормозов и управляющих фрикционных переключения диапазонов на одних и тех же фрикционных устройствах. Повышение массы в этом случае ожидается до 200 кг.

Выводы и рекомендации.

В результате представленной работы сформирована научно обоснованная методика, позволяющая найти необходимую мощность ТЭД выбранного типа при использовании одно- или двухступенчатых механических редукторов.

Полученная методика позволяет разработчику электромеханической трансмиссии определить рациональные границы использования одноступенчатых механических редукторов и при необходимости выбрать способ использования двухступенчатых механических редукторов, достаточный для обеспечения заданных тактико-технических характеристик военной техники.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Walentynowicz Je. Hybrid and electric power drive combat vehicles // *Journal of KONES Powertrain and Transport*. – 2011. – vol.18. – no.1. – pp. 471-478.
2. Colyer Ron E. The use of electric and hybrid-electric drives in military combat vehicles // *Journal of Battlefield Technology*. – 2003. – vol.6. – no.3. – pp. 11-15.
3. 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.
4. Galvagno E., Rondinelli E., Velardocchia M. Electromechanical transmission modelling for series-hybrid tracked tanks // *International Journal of Heavy Vehicle Systems*. – 2012. – vol.19. – no.3. – pp. 256-280. doi: 10.1504/ijhvs.2012.047916.
5. Glebov V.V., Klimov V.F., Volosnikov S.A. Assessment of the Possibility to Use Hybrid Electromechanical Transmission in Combat Tracked Platforms // *Mechanics, Materials Science & Engineering*. – 2017. – vol.8. – pp. 99-105. doi: 10.2412/mmse.83.5.981.
6. Erkhart P. Elektrische Kraftübertragung – Technologie und praktische Anwendung // *Soldat und Technik*. – 2003. – pp. 22-27.
7. Ilijevski Ž. A Hybrid-Electric Drive Concept For High Speed Tracked Vehicles. – Brodarski Institut, Zagreb, Croatia. 2006. – 9 p.
8. Sivakumar P., Reginald R., Venkatesan G., Viswanath H., Selvathai T. Configuration Study of Hybrid Electric Power Pack for Tracked Combat Vehicles // *Defence Science Journal*. – 2017. – vol.67. – no.4. – pp. 354-359. doi: 10.14429/dsj.67.11454.
9. Волонцевич Д.О., Веретенников Е.А., Ефремова А.И., Яремченко А.С., Прокопьев М.И. Тяговый баланс перспективного гусеничного многоцелевого транспортера-тягача с бортовой электромеханической трансмиссией // *Вісник НТУ «ХПІ»*. Серія: Транспортне машинобудування. – 2017. – №5(1227). – С. 162-167.
10. Волонцевич Д.О., Веретенников Е.А., Мормило Я.М., Яремченко А.С., Карпов В.О. Тяговый баланс перспективного колесного бронетранспортера с электромеханической трансмиссией // *Вісник НТУ «ХПІ»*. Серія: Транспортне машинобудування. – 2017. – № 5(1227). – С. 168-173.

REFERENCES

1. Walentynowicz Je. Hybrid and electric power drive combat vehicles. *Journal of KONES Powertrain and Transport*, 2011, vol.18, no.1, pp. 471-478.
2. Colyer Ron E. The use of electric and hybrid-electric drives in military combat vehicles. *Journal of Battlefield Technology*, 2003, vol.6, no.3, pp. 11-15.
3. 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.
4. Galvagno E., Rondinelli E., Velardocchia M. Electromechanical transmission modelling for series-hybrid tracked tanks. *International Journal of Heavy Vehicle Systems*, 2012, vol.19, no.3, pp. 256-280. doi: 10.1504/ijhvs.2012.047916.
5. Glebov V.V., Klimov V.F., Volosnikov S.A. Assessment of the Possibility to Use Hybrid Electromechanical Transmission in Combat Tracked Platforms. *Mechanics, Materials Science & Engineering*, 2017, vol.8, pp. 99-105. doi: 10.2412/mmse.83.5.981.
6. Erkhart P. Elektrische Kraftübertragung – Technologie und praktische Anwendung. *Soldat und Technik*, 2003. pp. 22-27. (Ger).
7. Ilijevski Ž. A Hybrid-Electric Drive Concept For High Speed Tracked Vehicles. Brodarski Institut, Zagreb, Croatia. 2006. 9 p.
8. Sivakumar P., Reginald R., Venkatesan G., Viswanath H., Selvathai T. Configuration Study of Hybrid Electric Power Pack for Tracked Combat Vehicles. *Defence Science Journal*, 2017, vol.67, no.4, pp. 354-359. doi: 10.14429/dsj.67.11454.

9. Volontsevich D.O., Veretennikov E.A., Yefremova A.I., Yaremchenko A.S., Prokop'ev M.I. Traction balance for perspective tracked multipurpose carrier-truck with electromechanical transmission is located on the sides. *Bulletin of NTU «KhPI». Series: Transport machine building*, 2017, no.5(1227), pp. 162-167. (Rus).
10. Volontsevich D.O., Veretennikov E.A., Mormilo Ya.M., Yaremchenko A.S., Karpov V.O. Traction balance for perspective wheeled armored personnel carrier with electromechanical transmission. *Bulletin of NTU «KhPI». Series: Transport machine building*, 2017, no.5(1227), pp. 168-173. (Rus).

Поступила (received) 27.08.2018

Волонцевич Дмитрий Олегович¹, д.т.н., проф.,
Веретенников Евгений Александрович¹, к.т.н.,
Костяник Ирина Витальевна¹, к.т.н., доц.
Яремченко Анатолий Сергеевич¹, аспирант,
Ефремова Анна Игоревна¹, аспирант,
Карпов Вадим Олегович¹, аспирант,
¹Национальный технический университет
«Харьковский политехнический институт»,
61002, Харьков, ул. Кирпичева, 2,
тел/phone +380 57 7076355, e-mail: vdo_khpi@ukr.net

D.O. Volontsevich¹, E.A. Veretennikov¹, I.V. Kostianik¹,
A.S. Iaremchenko¹, A.I. Efremova¹, V.O. Karpov¹
¹National Technical University «Kharkiv Polytechnic Institute»,
2, Kyrpychova Str., Kharkiv, 61002, Ukraine.
Determination of the electric drive power for lightly armored caterpillar and wheeled vehicles using single- or two-stage mechanical gearboxes.

When designing electromechanical transmissions (EMT) for lightly armored caterpillar and wheeled vehicles (LACWV), there is often a problem that the coefficient of adaptability of the traction motor (TM) at the minimum design power is not sufficient to meet the requirements for the power range of the transmission. In the literature, several ways have been worked out to solve this problem, however, there was not found a single algorithm allowing to formalize and step by step pass the process of choosing the most rational structure of the EMT. The purpose of the proposed work is the formation of scientifically based methodology for evaluating the possibility of using single-stage gearboxes in EMT for LACWV and calculation of the required TM power of the selected type for single- or two-stage mechanical gearboxes. Methodology. To carry out the research, the theory of motion of caterpillar and wheeled vehicles was used. Result. A formalized methodology for determining the required mechanical power of the electric drive for the LACWV is proposed, depending on the power capabilities of the motor-generator set, the torque characteristics of the selected TM and the number of stages in the mechanical gearboxes. Scientific novelty. For the first time, a formalized connection has been established between the tactical and technical requirements for LACWV, the characteristics of the selected TM, the structure and parameters of the mechanical gearboxes. Practical value. The toolkit for the engineering and design personnel developing the EMT for the LACWV was obtained. Work with the algorithm is illustrated by the example of power selection and gear ratios of mechanical gearboxes for the multi-purpose lightly armored caterpillar tractor MT-LB. References 10, tables 3, figures 4.

Key words: electromechanical transmissions, lightly armored caterpillar and wheeled vehicles, traction electric motor, mechanical gearbox, power transmission range.

О.В. Бялобржеський, Д.Й. Родькін

АЛЬТЕРНАТИВНІ ПОКАЗНИКИ ПОТУЖНОСТІ ЕЛЕКТРИЧНОЇ ЕНЕРГІЇ В ОДНОФАЗНОМУ КОЛІ З ПОЛІГАРМОНІЙНИМИ СТРУМОМ І НАПРУГОЮ

Мета. Розробка методики визначення компонент потужності, в однофазних колах з полігармонійними струмом та напругою, для формування показників передачі електричної енергії. *Методика.* Використовуючи теорію рядів Фур'є та елементи алгебри логіки, відмічені особливості винесення знаку ортогональних компонент потужності в залежності від комбінації номеру гармонік струму та напруги. *Результати.* Відокремлюючи активну та реактивну потужності основної гармоніки струму та напруги; активну та реактивну потужності; канонічні компоненти потужності; неканонічні компоненти потужності, запропоновано показники якості передачі електричної енергії. *Наукова новизна.* Потужність, представлена тригонометричним рядом Фур'є, містить канонічні та неканонічні компоненти, які відбивають якість електричної енергії. *Практична значимість.* Компоненти потужності, та показники передачі електричної енергії можуть бути використаними в системах технічного обліку для вимірювання обсягів якісної та неякісної енергії. Бібл. 12, рис. 6.

Ключові слова: потужність електричної енергії, показники якості, норма потужності, кількість та якість електричної енергії.

Цель. Разработка методики определения компонент мощности, в однофазных цепях с полигармоническом током и напряжением, для формирования показателей передачи электрической энергии. *Методика.* Используя теорию рядов Фурье и элементы алгебры логики, отмеченные особенности вынесения знака ортогональных компонент мощности в зависимости от комбинации номера гармоник тока и напряжения. *Результаты.* Отделяя активную и реактивную мощности основной гармоники тока и напряжения; активную и реактивную мощности; канонические компоненты мощности; неканонические компоненты мощности, предложены показатели качества передачи электрической энергии. *Научная новизна.* Мощность, представленная тригонометрическим рядом Фурье, содержит канонические и неканонические компоненты, которые отражают качество электрической энергии. *Практическая значимость.* Компоненты мощности, и показатели передачи электрической энергии могут быть использованы в системах технического учета для измерения объемов качественной и некачественной энергии. Библ. 12, рис. 6.

Ключевые слова: мощность электрической энергии, показатели качества, норма мощности, количество и качество электрической энергии.

Вступ. В електроенергетичних, електромеханічних та електротехнічних системах та комплексах при вирішенні задач пов'язаних з перетворенням електричної енергії в інші види енергії використовують баланс енергії або потужності. Це дозволяє перевірити результат рішення задачі та оцінити розподіл потоків потужності. В більшості випадків баланс складається за усередненими на певному проміжку часу значеннями. Для категорії задач зі стаціонарними процесами таких підхід є раціональним.

У разі нестационарного процесу, як наприклад перетворення потужності електричних двигунів в складі автоматизованого електроприводу технологічних механізмів, що характеризуються змінним енергоспоживанням, вводять додаткові показники які характеризують режим – S1-S8 [1]. При цьому розглядають певний проміжок часу – цикл. Для циклу використовують еквівалентні параметри режиму, зокрема – еквівалентну потужність [2].

В сучасних системах генерація, транспортування та споживання електричної енергії відбуваються змінним струмом за виключенням тягових мереж постійного струму, бортових мереж транспортних засобів, та спеціалізованих вставок постійного струму [3]. Останні лише в певному наближенні працюють з постійним струмом, в загальному випадку струм є змінним.

При експлуатації мереж, які забезпечують електричною енергією споживачів, незалежно від характеру струму, постають задачі обліку електричної енергії. Для мереж постійного струму в якості облі-

кового показника використовують середнє (на визначеному проміжку) значення потужності, для мереж змінного струму – активну та реактивну потужності [4, 5]. Таким чином фіксують обсяги електричної енергії, а реактивна потужність певним чином характеризує неякісність. Реактивна потужність однозначно визначається для періодичних моногармонійних струмів та напруг. У разі викривлення струму чи напруги для обліку використовують показники визначені за усередненими струмом та напругою. Виникаючи при цьому неякісність електричної енергії оцінюють певними показниками, нормуючи їх припустимі значення [6], але обліку неякісної енергії не виконують.

Аналіз попередніх досліджень. Відомий стандарт [7], який є продуктом багаторічної праці групи науковців, декларує певну кількість компонент потужності електричної енергії, кожна з яких відбиває характерні показники. Визначення компонент потужності електричної енергії відбувається на підставі струмів та напруг представлених у тригонометричній формі ряду Фур'є. Використовуючи відомі векторні форми та поняття повної, активної, неактивної, реактивної потужностей, потужності спотворення, для трифазних кіл відповідних фундаментальних потужностей прямої, нульової та зворотної послідовностей, автори достатньо багатогранно визначають характеристику потоку електричної енергії. Зазначені компоненти потужності обґрунтовані на підставі концепції Будеану, та підлягають критиці [8, 9] з

© О.В. Бялобржеський, Д.Й. Родькін

позиції визначення гармонійних складових потужності на підставі гармонійних струму та напруги. В роботах [10] різнобічно розглядається питання формування компонент потужності, як джерела живлення так і елементів електричних кіл, як з лінійними так і нелінійними характеристиками. Як і в зазначених раніше працях автори ґрунтуються на представленні періодичних струмів і напруг в тригонометричній формі ряду Фур'є. Обґрунтовані [11] процедури визначення ВАХ нелінійних елементів також ґрунтуються на представленні струму, напруги та потужності періодичними полігармонійними функціями. При цьому в останній групі робіт робиться наголос на дотримання закону збереження енергії та виконання теореми Телледжена.

Постановка проблеми. Диференціація компонент потужності надає можливість певної оцінки енергетичного процесу [7]. Аналіз процесів в електричних колах з використанням представлення струмів, напруг та потужності полігармонійними функціями використовується для задач ідентифікації параметрів та характеристик елементів схеми [11]. Не дивлячись на те, що в обох випадках базовими є полігармонійні струм і напруга процедура визначення та результуючі компоненти потужності відрізняються. В останньому випадку забезпечується закон збереження енергії, що робить його більш сприятливим для оцінки показників передачі електричної енергії. Але порядок визначення компонент потужності потребує алгоритмізації, як наслідок виникає задача визначення показників, які відбиватимуть неякісність потоку електричної енергії.

Мета роботи – розробка методики визначення компонент потужності електричної енергії, в однофазних колах з полігармонійними струмом та напругою, для формування показників передачі електричної енергії.

Основний матеріал і результати досліджень. В теорії лінійних кіл з джерелами енергії які зумовлюють моногармонійні струми в гілках, та відповідні їм моногармонійні напруги у вузлах, наприклад

$$u = \sqrt{2}U \sin(\omega t + \psi_u);$$

$$i = \sqrt{2}I \sin(\omega t + \psi_i),$$

де U, I – діючі значення напруги та струму; ψ_u, ψ_i – початкова фаза напруги та струму; ω – кутова частота, базуючись на відповідній потужності, вводять активну P , реактивну Q та повну S потужності

$$p = ui = \sqrt{2}U \sin(\omega t + \psi_u) \sqrt{2}I \sin(\omega t + \psi_i) =$$

$$= UI \cos(\psi_u - \psi_i) \cos(0) - UI \cos(\psi_u + \psi_i) \cos(2\omega t) -$$

$$- UI \sin(\psi_u - \psi_i) \sin(0) + UI \sin(\psi_u + \psi_i) \sin(2\omega t) =$$

$$= P \cos(0) - Q \sin(0) - S \cos(2\omega t + \psi_u + \psi_i).$$

Підкреслимо відомий факт, що повна потужність в такому випадку визначається добутком діючих значень струму та напруги. При цьому, очевидно

$$[(UI \cos(\psi_u - \psi_i))^2 + (UI \sin(\psi_u - \psi_i))^2] = [UI]^2;$$

$$[P^2 + Q^2] = S^2.$$

У разі полігармонійних струмів та напруг

$$u = \sum_k \sqrt{2}U_k \sin(k\omega t + \psi_{uk}) =$$

$$= \sqrt{2} \sum_k (U_k \cos(\psi_{uk}) \sin(k\omega t) + U_k \sin(\psi_{uk}) \cos(k\omega t)) =$$

$$= \sum_k (U_{a,k} \sin(k\omega t) + U_{b,k} \cos(k\omega t));$$

$$i = \sum_n \sqrt{2}I_n \sin(n\omega t + \psi_{in}) =$$

$$= \sqrt{2} \sum_n (I_n \cos(\psi_{in}) \sin(k\omega t) + I_n \sin(\psi_{in}) \cos(k\omega t)) =$$

$$= \sum_n (I_{a,n} \sin(n\omega t) + I_{a,n} \cos(n\omega t)),$$

де k, n – номери гармонік напруги та струму; U_k, I_n – діючі значення гармонік напруги та струму; ψ_{uk}, ψ_{ik} – початкова фаза напруги та струму; $U_{a,k}, U_{b,k}$ – амплітуди косинусної та синусної компонент гармонік напруги; $I_{a,k}, I_{b,k}$ – амплітуди косинусної та синусної компонент гармонік струму, вираз для потужності суттєво ускладнюється

$$p = \sum_{k,n} U_k I_n \cos[(k-n)\omega t + \psi_{uk} - \psi_{in}] -$$

$$- \sum_{k,n} U_k I_n \cos[(k+n)\omega t + \psi_{uk} + \psi_{in}]; \quad (1)$$

Як зазначено в [12] з останнього виразу випливає, що функція миттєвої потужності містить гармоніки, порядок яких (s) визначається як різницею ($k-n$), так і сумою ($k+n$), порядків гармонік напруги і струму, тобто $s = k \pm n$. Таким чином, миттєва потужність

$$p = \sum_s p_s = p_0 + p_1 + \dots + p_{k-n} + \dots + p_{k+n} + \dots + p_z, \quad (2)$$

де номери гармонік визначені множиною $Z = \{0, 1, 2, \dots, s, \dots, z\}$. Спектр гармонік функції потужності залежить від того, які номери гармонік представлені в спектрі напруги та струму. Необхідно враховувати, що різні, але певні комбінації гармонік напруги і струму утворюють гармоніки потужності одного порядку (наприклад, якщо $k = n + 1$, то різниця $s = k - n$ дорівнює одиниці при будь-яких числах $s = k \pm n$), тому фактичне число гармонік потужності може бути менше максимального, проте не менш ніж удвічі більше числа гармонік напруги чи струму.

В такому випадку прийнято використовувати активну реактивну та повну потужності у вигляді

$$P = p_0 = \sum_{k=n} U_k I_n \cos(\psi_{uk} - \psi_{in});$$

$$Q = \sum_{k=n} U_k I_n \sin(\psi_{uk} - \psi_{in});$$

$$S = \sqrt{P^2 + Q^2},$$

але як відомо з функціонального аналізу діє нерівність Коші-Будяновського-Шварца [6] і у випадку, що розглядається як зазначено в роботах [4, 12]:

$$S \neq UI.$$

Не заглиблюючись в теорію Будеану та її розвиток узагальнений в роботі [4] в частині неактивної потужності та компонент потужності викривлення, розглянемо порядок утворення компонент потужності формули (2) виходячи з формули (1).

В роботі [12] використаний умовний розподіл компонент потужності розглядаючи її у вигляді суми:

$$p = p_0 + \sum_{\substack{s=k+n \\ s=2k=2n}} (p_{a.c.s} + p_{b.c.s}) + \left[\sum_{\substack{s=k \pm n \\ s=2k \cap 2n}} (p_{a.pc.s} + p_{b.pc.s}) + \sum_{\substack{s=k \pm n \\ s \neq 2k \cap 2n}} (p_{a.nc.s} + p_{b.nc.s}) \right], \quad (3)$$

де p_0 – нульова компонента потужності (активна потужність) для усіх гармонік; $p_{a.c.s}$ – косинусні канонічні компоненти; $p_{b.c.s}$ – синусні канонічні компоненти; $p_{a.pc.s}$ – косинусні компоненти неканонічного порядку – псевдоканонічні компоненти; $p_{b.pc.s}$ – синусні компоненти неканонічного порядку – псевдоканонічні компоненти; $p_{a.nc.s}$ – косинусні неканонічні компоненти; $p_{b.nc.s}$ – синусні неканонічні компоненти.

Прямий розрахунок та диференціація зазначених компонент потужності за виразом (1) вимагає багато часу та зусиль. Тому розроблено алгоритм розрахунку компонент потужності, загальний вигляд якого наведено на рис. 1. В алгоритмі можна виділити чотири етапи: підготовка вимірних сигналів струму та напруги; швидке Фур'є перетворення напруги та струму; визначення компонент потужності; розрахунок показників передачі потужності електричної енергії.

На першому етапі вимірювання струму та напруги, в залежності від характеристик обладнання, задання частоти дискретизації, часу дискретизації та максимальної кількості гармонік. Також визначаються миттєва потужність та її квадратична норма. На другому етапі виконується швидке перетворення Фур'є напруги та струму, в результаті чого визначають їх ортогональні компоненти. На підставі цього на третьому етапі виконується визначення канонічних та неканонічних компонент потужності. Процедура визначення цих компонент має певну особливість та може бути реалізована шляхом виконання алгоритму наведеному на рис. 2.

Цикли визначення ортогональних компонент потужності, вхід в кожен з яких позначено цифрою 1, а вихід цифрою 2, на рис. 2, за структурою однакові. При цьому зазначені цикли відрізняються сутністю умов та наведені на рис. 3-6. В результаті розрахунків за алгоритмом (рис. 2) з використанням циклів (рис. 3-6), для всіх комбінацій гармонік струму та напруги визначають наступні компоненти потужності:

1. Активна та реактивна потужності основної гармоніки струму та напруги

$$\begin{cases} P_{a,1-1} = 0.5(U_{a,1}I_{a,1} + U_{b,1}I_{b,1}); \\ P_{b,1-1} = 0.5(U_{a,1}I_{b,1} - U_{b,1}I_{a,1}). \end{cases} \quad (4)$$

2. Активна та реактивна потужності

$$\begin{cases} P_{a,0} = 0.5 \sum_{k=n=0} (U_{a,k}I_{a,n} + U_{b,k}I_{b,n}); \\ P_{b,0} = 0.5 \sum_{k=n=0} (U_{a,k}I_{b,n} - U_{b,k}I_{a,n}). \end{cases} \quad (5)$$

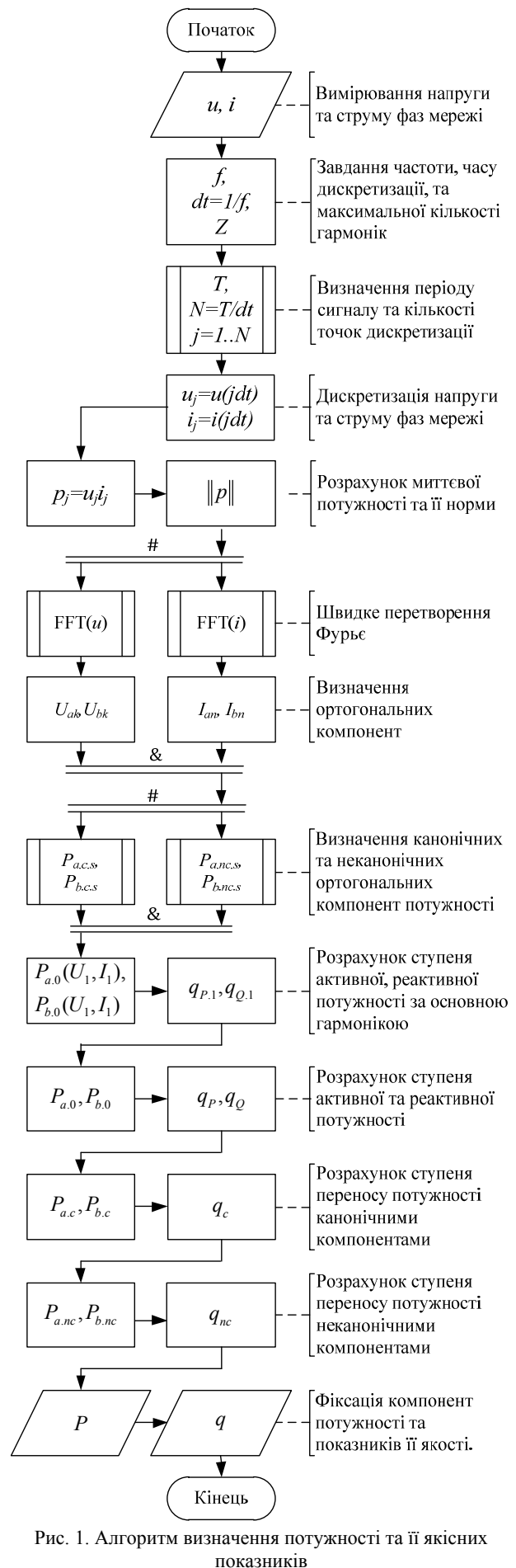


Рис. 1. Алгоритм визначення потужності та її якісних показників

3. Канонічні компоненти потужності ($k = n$)

$$\left\{ \begin{array}{l} P_{a.c.s} = \begin{cases} 0.5 \sum_{|k+n|=s} (U_{bk}I_{bn} - U_{ak}I_{an}) \\ 0.5 \sum_{|k-n|=s} (U_{bk}I_{bn} + U_{ak}I_{an}) \end{cases} \\ P_{b.c.s} = \begin{cases} 0.5 \sum_{|k+n|=s} (U_{ak}I_{bn} + U_{bk}I_{an}) \\ 0.5 \sum_{|k-n|=s} (U_{ak}I_{bn} - U_{bk}I_{an}) \text{sign}(k-n) \end{cases} \end{array} \right. \quad (6)$$

4. Неканонічні компоненти потужності $P_{a.nc.s}$, $P_{b.nc.s}$, які розраховуються за системою рівнянь (6) за умови ($k \neq n$).

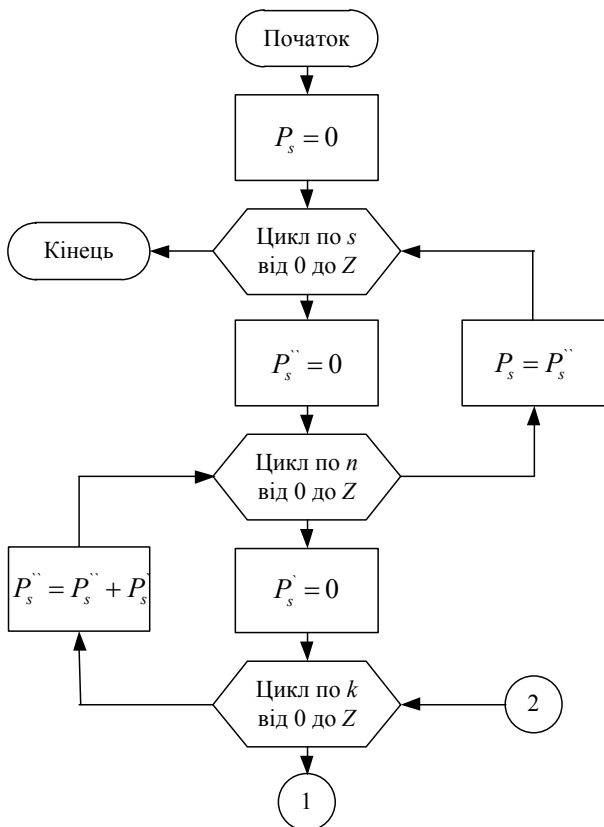


Рис. 2. Алгоритм визначення ортогональних компонент потужності

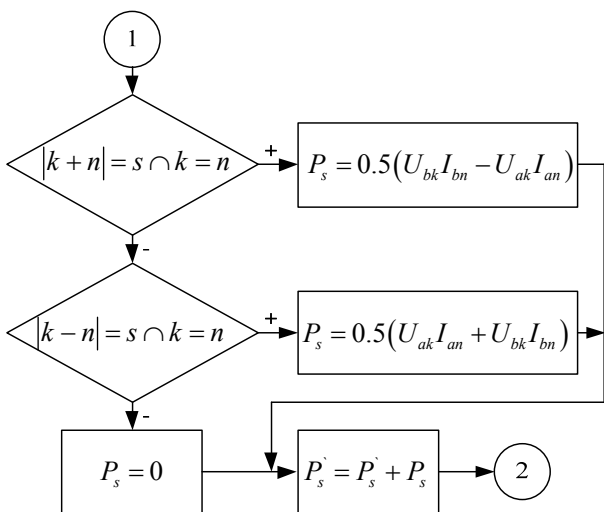


Рис. 3. Цикл визначення косинусних канонічних компонент

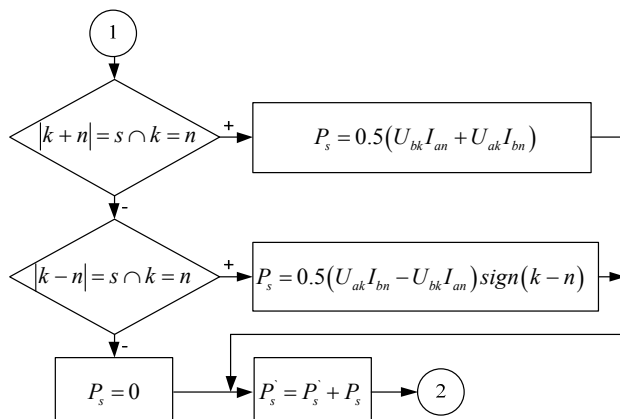


Рис. 4. Цикл визначення синусних канонічних компонент

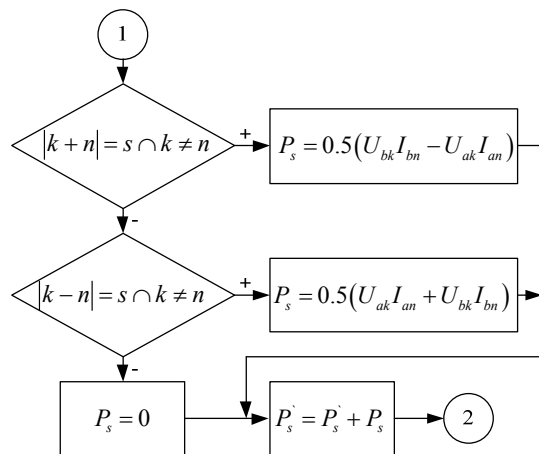


Рис. 5. Цикл визначення косинусних неканонічних компонент

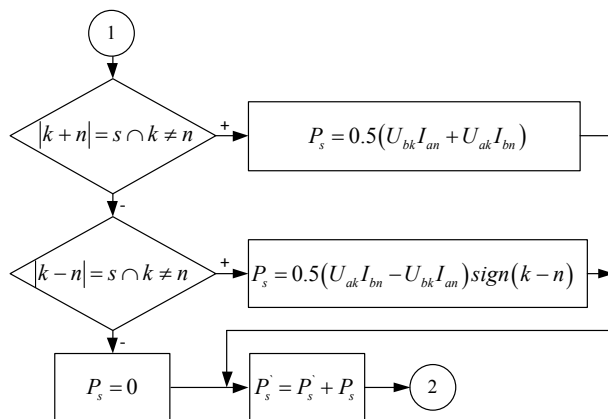


Рис. 6. Цикл визначення синусних неканонічних компонент

Таким чином, потужність можна представити в тригонометричній формі наступним рядом

$$p = P_{a,0} \cos(0) + \sum_{s \neq 0} (P_{a.c.s} + P_{a.nc.s}) \cos(s\omega t) + P_{b,0} \sin(0) + \sum_{s \neq 0} (P_{b.c.s} + P_{b.nc.s}) \sin(s\omega t),$$

Зазначені вище компоненти потужності певним чином характеризують процес передачі електричної енергії. Узагальнено цей процес можна охарактеризувати використовуючи квадратичну норму потужності

$$\|p\| = \sqrt{\frac{1}{T} \int_t^{t+T} p^2 dt}$$

Використовуючи аналогічні співвідношення та раніше використані компоненти потужності запропоновано ряд показників, які характеризують процес передачі енергії:

1. Ступінь активної та реактивної потужності за основною гармонікою

$$q_{P,1} = \frac{P_{a,1-1}}{\|p\|}; q_{Q,1} = \frac{P_{b,1-1}}{\|p\|}.$$

2. Ступінь активної та реактивної потужності

$$q_P = \frac{P_{a,0}}{\|p\|}; q_Q = \frac{P_{b,0}}{\|p\|}.$$

3. Ступінь переносу потужності канонічними компонентами

$$q_c = \frac{\sqrt{\sum P_{a.c.s}^2 + \sum P_{b.c.s}^2}}{\|p\|}.$$

4. Ступінь переносу потужності неканонічними компонентами

$$q_{nc} = \frac{\sqrt{\sum P_{a.nc.s}^2 + \sum P_{b.nc.s}^2}}{\|p\|}.$$

Ці показники відбивають якість передачі енергії, як у разі її споживання, так і генерації, з урахуванням компонент, які викликані вищими гармоніками струму та напруги. Ці показники потребують докладного обґрунтування з позиції процесів перетворення енергії в електричних колах та можуть бути розширені зокрема в частині впливу переходу псевдоканонічних гармонік потужності в канонічні гармоніки порядку яких співпадає.

Висновки та напрям подальших досліджень.

Запропоновано методику та порядок визначення потужності на підставі вимірювань струму та напруги, в результаті реалізації якого фіксуються компоненти потужності та показники її якості.

Для кіл з полігармонійними струмами та напругами на підставі їх ортогональних компонент, використовуючи відомий розподіл потужності на постійну, канонічні, неканонічні компоненти, розроблений алгоритм розрахунку, та відповідні цикли для кожної з компонент.

Визначено ланку показників, які характеризують процес передачі електричної енергії з урахуванням якості: ступінь активної та реактивної потужності за основною гармонікою; ступінь активної та реактивної потужності; ступінь переносу потужності канонічними компонентами; ступінь переносу потужності неканонічними компонентами.

Запропоновані показники потребують обґрунтування з позиції фізичних процесів розподілу електричної енергії в елементах електричних кіл, та, що більш важливо, систем електропостачання.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Белов М.П., Новиков А.Д., Рассудов Л.Н. Автоматизированный электропривод типовых производственных механизмов и технологических комплексов. М.: Издательский центр «Академия», 2007. – 576 с.

2. Wang J., Duan C. Equivalent Power Spectrum Analysis Method for Feature Extraction // 2010 International Conference on Measuring Technology and Mechatronics Automation, Changsha City. – 2010. – pp. 120-123. doi: 10.1109/ICMTMA.2010.222.

3. Тугай Д.В. Устройства силовой электроники в Smart Grid // Світлотехніка та електроенергетика. – 2016. – №2. – С. 10-26.

4. Emanuel A.E. Power Definitions and the Physical Mechanism of Power Flow. – John Wiley & Sons Ltd, The Atrium, Southern Gate, Chichester, West Sussex, United Kingdom, 2010. doi: 10.1002/9780470667149.

5. Жемеров Г.Г. Физический смысл понятия «реактивная мощность» применительно к трехфазным системам электроснабжения с нелинейной нагрузкой // Електротехніка і електромеханіка. – 2015. – №6. – С. 36-42. doi: 10.20998/2074-272X.2015.6.06.

6. «IEEE Recommended Practice for Monitoring Electric Power Quality» in IEEE Std 1159-2009 (Revision of IEEE Std 1159-1995). – 2009. – 81 p. doi: 10.1109/IEEESTD.2009.5154067.

7. «IEEE Standard Definitions for the Measurement of Electric Power Quantities Under Sinusoidal, Nonsinusoidal, Balanced, or Unbalanced Conditions» in IEEE Std 1459-2010 (Revision of IEEE Std 1459-2000). – 2010. – 50 p. doi: 10.1109/IEEESTD.2010.5439063.

8. Jeltsema D. Budeanu's concept of reactive and distortion power revisited // 2015 International School on Nonsinusoidal Currents and Compensation (ISNCC). – 2015. – pp. 1-6. doi: 10.1109/ISNCC.2015.7174697.

9. Willems J.L. Budeanu's Reactive Power and Related Concepts Revisited // IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement. – 2011. – vol.60. – no.4. – pp. 1182-1186. doi: 10.1109/TIM.2010.2090704.

10. Zagirnyak M., Korenkova T., Kovalchuk V. Estimation of electromechanical systems power controllability according to instantaneous power components // 2014 IEEE International Conference on Intelligent Energy and Power Systems (IEPS). – Kyiv, 2014. – pp. 266-272. doi: 10.1109/IEPS.2014.6874192.

11. Родькин Д. И. Особенности применения энергетического метода идентификации двигателей переменного тока при псевдополигармонических сигналах // Електромеханічні і енергозберігаючі системи. – 2009. – Вип.1/2009(5). – С. 7-20.

12. Bialobrzeskiy O., Rod'kin D., Gladyr A. Power components of electric energy for technical and commercial electricity metering // Naukovyi Visnyk Natsionalnoho Hirnychoho Universytetu. – 2018. – no.2. – pp. 70-79. doi: 10.29202/nvngu/2018-2/10.

REFERENCES

1. Belov M.P., Novikov A.D., Rasudov L.N. *Avtomatizirovannyy elektroprivod tipovykh proizvodstvennykh mekhanizmov i tekhnologicheskikh kompleksov* [Automated electric drive of standard production mechanisms and technological complexes]. Moscow, Publishing Center «Akademiya», 2007. 576 p. (Rus).

2. Wang J., Duan C. Equivalent Power Spectrum Analysis Method for Feature Extraction. *2010 International Conference on Measuring Technology and Mechatronics Automation*, Changsha City, 2010, pp. 120-123. doi: 10.1109/ICMTMA.2010.222.

3. Tugay D.V. Power electronics devices in the Smart Grid. *Lighting engineering and power engineering*, 2016, no.2, pp. 10-26. (Rus).

4. Emanuel A.E. *Power Definitions and the Physical Mechanism of Power Flow*. John Wiley & Sons Ltd, The Atrium, Southern Gate, Chichester, West Sussex, United Kingdom, 2010. doi: 10.1002/9780470667149.

5. Zhemerov G.G., Tugay D.V. Physical meaning of the «reactive power» concept applied to three-phase energy supply systems with non-linear load. *Electrical engineering & Electrome-*

chanics, 2015, no.6, pp. 36-42. (Rus). doi: 10.20998/2074-272X.2015.6.06.

6. «IEEE Recommended Practice for Monitoring Electric Power Quality» in IEEE Std 1159-2009 (Revision of IEEE Std 1159-1995), 2009, 81 p. doi: 10.1109/IEEESTD.2009.5154067.

7. «IEEE Standard Definitions for the Measurement of Electric Power Quantities Under Sinusoidal, Nonsinusoidal, Balanced, or Unbalanced Conditions» in IEEE Std 1459-2010 (Revision of IEEE Std 1459-2000), 2010, 50 p. doi: 10.1109/IEEESTD.2010.5439063.

8. Jeltsema D. Budeanu's concept of reactive and distortion power revisited. 2015 International School on Nonsinusoidal Currents and Compensation (ISNCC), 2015, pp. 1-6. doi: 10.1109/ISNCC.2015.7174697.

9. Willems J.L. Budeanu's Reactive Power and Related Concepts Revisited. IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement, 2011, vol.60, no.4, pp. 1182-1186. doi: 10.1109/TIM.2010.2090704.

10. Zagirnyak M., Korenkova T., Kovalchuk V. Estimation of electromechanical systems power controllability according to instantaneous power components. 2014 IEEE International Conference on Intelligent Energy and Power Systems (IEPS), Kyiv, 2014, pp. 266-272. doi: 10.1109/IEPS.2014.6874192.

11. Rodkin D.I. Particularities of the using the energy method to identifications of induction motors at pseudopoligarmonical signal, Electromechanical and energy saving systems, 2009, iss.1/2009(5), pp. 7-20. (Rus).

12. Bialobrzheskyi O., Rod'kin D., Gladyr A. Power components of electric energy for technical and commercial electricity metering. Naukovyi Visnyk Natsionalnoho Hirnychoho Universytetu, 2018, no.2, pp. 70-79. doi: 10.29202/nvngu/2018-2/10.

Надійшла (received) 29.08.2018

Бялобржеський Олексій Володимирович¹, к.т.н., доц.,

Родькін Дмитро Йосипович¹, д.т.н., професор,

¹ Кременчуцький національний університет імені Михайла Остроградського, 39600, Полтавська обл., Кременчук, вул. Першотравнева, 20, e-mail: seemAl@kdu.edu.ua, saue@kdu.edu.ua

O.V. Bialobrzheskyi¹, D.I. Rodkin¹

¹ Kremenchuk Mykhailo Ostrohradskyi National University, 20, Pershotravneva Str., Kremenchuk, Poltava region, 39600, Ukraine.

Alternative indicators of power of electric energy in a single-phase circuit with polyharmonic current and voltage.

Introduction. Many electrical engineering issues use a power balance. It is compiled from averaged power values, and equivalent power is used to characterize power of transient processes. To account electricity, both mono- and polyharmonic currents and voltages use active and reactive power, the quality of electricity is not taken into account.

Problem. A number of works are declared a certain number of power components that reflect indicators of quantity and quality of electrical energy. These components of power are subject to criticism. The order of determining power components requires algorithmization, as well the task of determining indicators that will reflect poor quality of energy.

Goal. Development of a technique for determining the components of power in single-phase circuits with polyharmonic current and voltage, for definition electrical energy transmission indicators.

Methodology. Based on analysis of power components determined in known papers and order of their calculation, the features of taking sign of sine and cosine orthogonal components are marked, depending on combination of numbers a current and voltage harmonics. Using Fourier theory of series and elements of the logic algebra, an algorithm for determining components of electric power energy is developed.

Results. Highlighting active and reactive powers of the fundamental harmonic of current and voltage; active and reactive power; canonical power components; non-canonical power components, and proposed indicators of quality of transmission of electrical energy.

Originality. Based on analysis of power represented by trigonometric Fourier series, the specific calculation of canonical and non-canonical components with use of a number of indicators of electric energy transmission is proposed that reflect its quality.

Practical value. The proposed power components of transmission of electrical energy can be used in technical accounting systems. References. 12, figures 6.

Key words: power of electric energy, quality indicators, power norm, quantity and quality of electric energy.

O. Makarchuk, D. Calus, V. Moroz, Z. Gałuszkiewicz, P. Gałuszkiewicz

TWO-DIMENSIONAL FEM-ANALYSIS OF EDDY CURRENTS LOSS IN LAMINATED MAGNETIC CIRCUITS

Purpose. One of the solutions of the problem of taking into account losses in laminated magnetic circuits caused by eddy currents was examined. The proposed solution is intended for use in specialized mathematical models, which are based on a two-dimensional description of the electromagnetic field. The algorithm for calculating the equivalent value of the specific electrical resistance of the material of the magnetic circuit is based on the FEM analysis of the spatial distribution of the current density vector in the laminated magnetic core model, as well as the magnetic and electrical properties which are as close as possible to electrotechnical steel. The principal possibility of using the proposed approach was confirmed by comparing the calculated and experimental time dependences of the regime values, for example, of a single-phase transformer operating at different voltage supply frequencies. References 11, tables 3, figures 6.

Key words: eddy current losses, laminated magnetic core, two-dimensional FEM analysis, single-phase transformer.

Розглядається одне з вирішень проблеми врахування втрат потужності в шихтованих магнітопроводах, що викликані вихровими струмами. Запропоноване рішення призначене для використання у спеціалізованих математичних моделях, які ґрунтуються на двовимірному описі електромагнітного поля. Алгоритм розрахунку еквівалентного значення питомого електричного опору матеріалу магнітопроводу побудовано на підставі FEM-аналізу просторового розподілу вектора густини струму в шихтованому взірці, магнітні та електричні властивості якого максимально наближені до електротехнічної сталі. Принципова можливість використання запропонованого підходу підтверджується порівнянням розрахункових та експериментальних часових залежностей режимних величин, на прикладі однофазного трансформатора, що працює за різних частот напруги живлення. Бібл. 11, табл. 3, рис. 6.

Ключові слова: втрати від вихрових струмів, шихтований магнітопровід, двовимірний FEM-аналіз, однофазний трансформатор.

Introduction. Despite the fact that the methods of calculating the field of the vector of current density in electrically conductive areas of arbitrary configuration are well known, mathematical models that are intended for analysis of energy conversion processes in objects with laminated magnetic cores are usually based on assumptions about the absence of losses from them. There are several reasons for this discrepancy between the theoretical level and the practical implementation of the algorithms of mathematical models of electromechanical energy converters, in particular, the need for an extremely high level of discretization of the calculated area. Also, the directions of vectors of current density and vector magnetic potential do not always coincide in the modes close to saturation.

Both of these factors lead to the need to use powerful computing technology, which is far from always guaranteeing the creation of mathematical models with desirable performance indicators – fast performance, acceptable RAM and precision.

The analysis of recent research. The relevance of this issue is evidenced by numerous publications.

The approaches described in [1-3] are based on the results of the calculation of the magnetic field obtained by a specific conversion of the characteristics of the magnetization of materials, and are intended for further determination of losses in the steel.

The authors apply the principle of overlay in relation to the non-linear system.

Attempts for analytical calculation of losses in laminated areas of simple form are described in [4, 5]. In 3 the importance of taking into account the distribution of the current density field at least in several outer sheets of the laminated packet is emphasized.

In 5 the mutual influence of hysteresis losses and eddy current losses is investigated. It is pointed out that

this effect is fairly significant, but unfortunately, the question of creating adequate models for its inclusion in dynamic regimes is not considered. Similarly, in 6, solving the problem in terms of the magnetic scalar potential, the authors propose a method for replacing a laminated medium so that an adequate reflection of the magnetic field is achieved in the problems of magneto-statics. The issue of determining the losses in these materials remains open.

This problem is solved, but in a three-dimensional space in 7. For field problems, it is proposed to use homogeneous materials, anisotropic in both electrical and magnetic terms.

The authors of the paper 8 are engaged in the study of the dependences of specific losses in the laminated cores, depending on the field intensity and in the wide frequency domain (20÷2000 Hz). The influence of the interaction of these factors is shown. The paper contains interesting experimental material.

In terms of the classical theory of circles, the problem of taking into account losses in the material, which considers both hysteresis and eddy currents, is solved in 9. Non-linear properties of the material are specified using additional elements of the sub-scheme.

The publication 10 directly addresses the issues outlined above. For relatively geometrically simple forms of magnetic conductors, it is proposed to apply the original numerical calculation algorithm for surface integrals that the finite element method (FEM) operates. Thus, the field of the densities of currents for equivalent homogeneous structures, deprived of air gaps, is determined. The method is quite attractive, but the plane of the calculation area should be located perpendicular to the main magnetic flux. In the most tasks of

electromechanics of practical interest, this plane should be oriented parallel to the direction of flux.

Formulation of the problem. It is clear that in the transition from a real three-dimensional to two-dimensional description of the quantities describing the spatial distribution of losses in laminated electric conductive cells, the picture of physical phenomena varies on a qualitative level. Replacing the laminated magnetic core with a homogeneous medium, in a two-dimensional approximation, changes the real direction of the current density vector to one that is perpendicular to the surface of the calculated domain. The phenomena associated with the dumping of the magnetic flux by the «current layer» are to some extent distorted.

The logical question arises whether it is possible to replace the laminated magnetic core with a homogeneous medium with some calculated values of the specific electrical resistance, so that for a two-dimensional magnetic field approximation, the loss from eddy currents in this medium is equal to the losses in the volume of the real magnetic core? How to determine the value of this equivalent specific resistance?

The purpose of the study. An analysis of the fundamental possibility of creating mathematical models of EMPE, which, in the two-dimensional approximation of a quasi-steady-state magnetic field, will adequately consider the losses from eddy currents in the laminated elements of the magnetic conductors in both the established and transient operating modes.

The subject of study. The processes are related to the spatial distribution of the vector of current density and power losses in laminated magnetic cores of electric machines and apparatuses.

Methods. To achieve the goal, two mathematical models have been created. They both have the same purpose: the calculation of the fields of current density and losses in the conductive model, located in the time variable magnetic field.

The sample is a parallelepiped loaded with sheets of electrotechnical steel of rectangular shape. The sheets are separated from each other by air spaces. In the future, we will call it «model of type 3D» or «3D».

In it, the sample is a rectangular plane of a homogeneous material, which corresponds to the size and magnetic properties of a sheet from a three-dimensional model, and its specific electrical resistance is calculated. Let's call it «model of type 2D» or «2D».

All dimensions, fill factor and electrical resistance of samples' material can vary widely. Also, the models parameters are the magnetization characteristic of the material as a table-defined function.

The mathematical formulation of these tasks is based on Maxwell equations and uses the Coulomb gauge. In invariant notation, it is reduced to the expression

$$\nabla^2 \bar{A} = \sigma \nabla U + \sigma \frac{\partial \bar{A}}{\partial t}, \quad (1)$$

where ∇ is a differential operator of Hamilton; \bar{A} is a vector magnetic potential; U is a scalar electric potential; σ is the specific electrical conductivity of the medium.

The field of the vector of current density is determined by the formula

$$\bar{J} = \sigma \left(-\nabla U - \sigma \frac{\partial \bar{A}}{\partial t} \right). \quad (2)$$

The solution (1), (2) provided using the finite element method using the specialized software Ansys. After that, the power losses in the volume of the conductive area are found as

$$P_{cr} = \sigma^{-1} \int_V |\bar{J}|^2 dV = \sigma^{-1} \sum_{e=1}^E \left(\frac{V^{[e]}}{K} \sum_{k=1}^K |J_k|^2 \right), \quad (3)$$

where dV is the volume of the elementary domain; J_k is a module of the node value of the current density vector; $k = \overline{1, K}$ is a current node number of the finite element; $e = \overline{1, E}$ is a current finite element number, which belongs to conductor volume V ; $V^{[e]}$ is the volume of e -th finite element.

For a two-dimensional case in (3), V should be replaced with S and $V^{[e]}$ with $S^{[e]}l$, where S , $S^{[e]}$ is the area of the calculated domain and finite element domain respectively; l is the length of the calculated area in the direction z coordinates.

In a three-dimensional model, there exists a number of planes, for which the field of vector potential is symmetric. Using this property, the calculated area occupies only 1/4 of the volume of the complete model, which allows to reduce the dimension of the problem by 4 times. The view of the calculated area and its binding to the coordinate system is shown in Fig. 1, a.

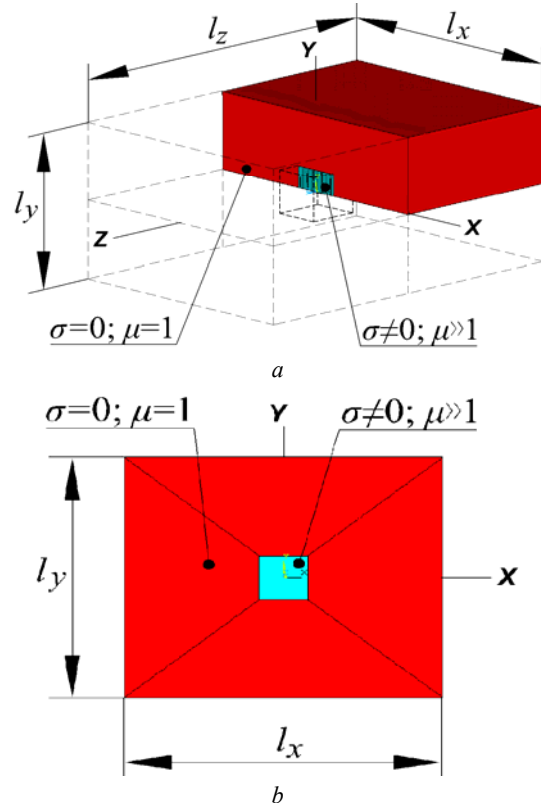


Fig. 1. Calculated areas of models: 3D (a); 2D (b)

The boundary condition and symmetry condition for this problem are summarized in Table 1. The level of discretization of the volume of the calculated area is schematically shown in Fig. 2, a.

Table 1
The boundary conditions and symmetry conditions

Dimension of the problem – 3D	
Plane equation	Boundary condition
$x = -0.5l_x; x = 0.5l_x$	$A_{xi} = \frac{2z_i}{l_z} A_m \sin(\omega t); A_{yi} = 0; A_{zi} = 0$
$y = 0.5l_y$	$A_{xi} = \frac{2z_i}{l_z} A_m \sin(\omega t); A_{yi} = 0; A_{zi} = 0$
$z = -0.5l_z$	$A_{xi} = -A_m \sin(\omega t); A_{yi} = 0; A_{zi} = 0$
Plane equation	Symmetry condition
$z = 0$	$A_{xi} = 0, A_{yi} = 0$ (condition of parallel flow); $U = 0$
$z = 0$ and $\sigma \neq 0$	$U = 0$
$y = 0$	$A_{yi} = 0$ (condition of perpendicular flow)
Dimension of the problem – 2D	
Equation of line	Boundary condition
$x = -0.5l_x; x = 0.5l_x$	$A_{zi} = \pm A_m \sin(\omega t)$
$y = -0.5l_y; y = 0.5l_y$	$A_{zi} = \frac{-2x_i}{l_x} A_m \sin(\omega t)$

Marks: A_{xi}, A_{yi}, A_{zi} are the values of the projections of the vector of the magnetic potential in the i -th node; A_m is the amplitude of vector magnetic potential; x_i, z_i are coordinates of x or z for i -th node.

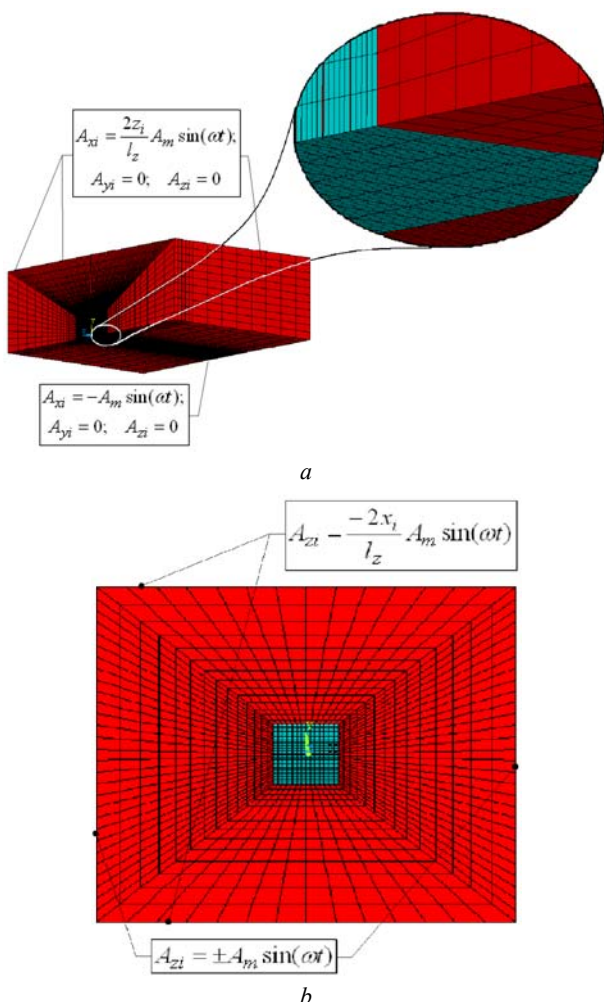


Fig. 2. Finite elemental models: 3D (a); 2D (b)

For a two-dimensional model of binding to the coordinate system is shown in Fig. 1,b, the boundary condition is shown in Table 1, the level of sampling is given in Fig. 2,b.

By processing the results of numerical simulation, which changed the dimensions of the electrotechnical steel 2013 sample (3÷20 mm, the thickness of the sheet is 0.35÷1.0 mm), the material resistivity (0.14÷0.50 $\mu\Omega\cdot m$) and the intensity of the magnetic field (0.7÷2.0 T), the empirical dependence has been obtained which allows determining the equivalent resistivity of the magnetic core material, depending on the ratio of dimensions

$$\rho_e = \frac{1}{\sigma_e} = k_f \left(\frac{l}{t}\right)^2 \rho_m, \quad (4)$$

where ρ_m is the specific electrical resistivity of the material of the magnetic core (according to reference data, for example GOST 21427.2-83), l is the size of the area of the magnetic core in the direction perpendicular to the direction of passage of the main magnetic flux (for the toothed areas – the average width of the teeth, for a jar of electric machines – the thickness of the yoke in the radial direction); t is thickness of the sheet of the laminated core; k_f is a coefficient of the form of the core (correction coefficient). If the ratio of sizes l/t belongs to the range 3÷20, we suggest that its value be calculated according to the formula

$$k_f = 4.02 - 0.276\left(\frac{l}{t}\right) + 0.0044\left(\frac{l}{t}\right)^2. \quad (5)$$

and if exceeds 20 – choose from Table 2.

It is (4) that we propose to use to account for the losses in laminated magnetic circuits in field 2D models.

Table 2

The value of the form factor				
l/t	5	10	20	>40
k_f	2.75	1.7	0.27	0.075

Results and discussion. For a laminated test component of 10×10×10 mm with a sheet thickness of 0.5 mm, a material fill factor of 0.95, with magnetic properties corresponding to the electrotechnical steel 2013 and a specific electrical resistance of 0.14 $\mu\Omega\cdot m$, using the 3D type model, dependences on the specific power losses [W/m³] from the active value flux density, averaged over the volume of the whole model (Fig. 3) were obtained. Similar dependencies are obtained on the model 2D, but the resistivity of the material, in this case, is increased by 109 times, to a value of 15.26 $\mu\Omega\cdot m$.

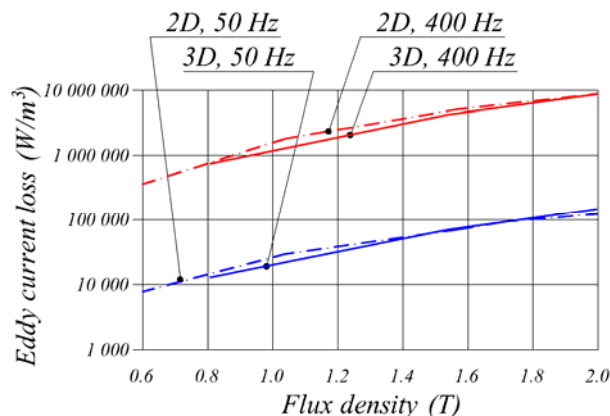


Fig. 3. Dependences of specific losses in the laminated model from flux density

The comparison of these dependencies, for the frequency changes of the 50 and 400 Hz field, shows a good convergence of results. This comparison and analysis of the results of mathematical experiments carried out using the above-mentioned models 3D and 2D allow to declare the following:

- known methods for calculating the losses in the laminated cores, for example, according to the Krug formula, in conditions close to the saturation of the material make a significant error both at the industrial and higher frequencies of field change;
- two-dimensional approximation of the magnetic field allows considering the effect of eddy currents in the laminated cores by converting the value of the resistivity of the material.

Fig. 4 shows the distribution of instantaneous values of the module of the current density vector in a three-dimensional laminated model (Fig. 4,a) and a two-dimensional model (Fig. 4,b), where the resistivity of the material is determined by (4). As can be seen from Fig. 4, the distribution of the vector of current density in 2D and 3D cases varies, but the average for the period of power loss in the two samples is practically the same, as illustrated in Fig. Note, that the negative value in Fig. 4,b corresponds to the direction z -projections of the current density vectors, directed from the observer.

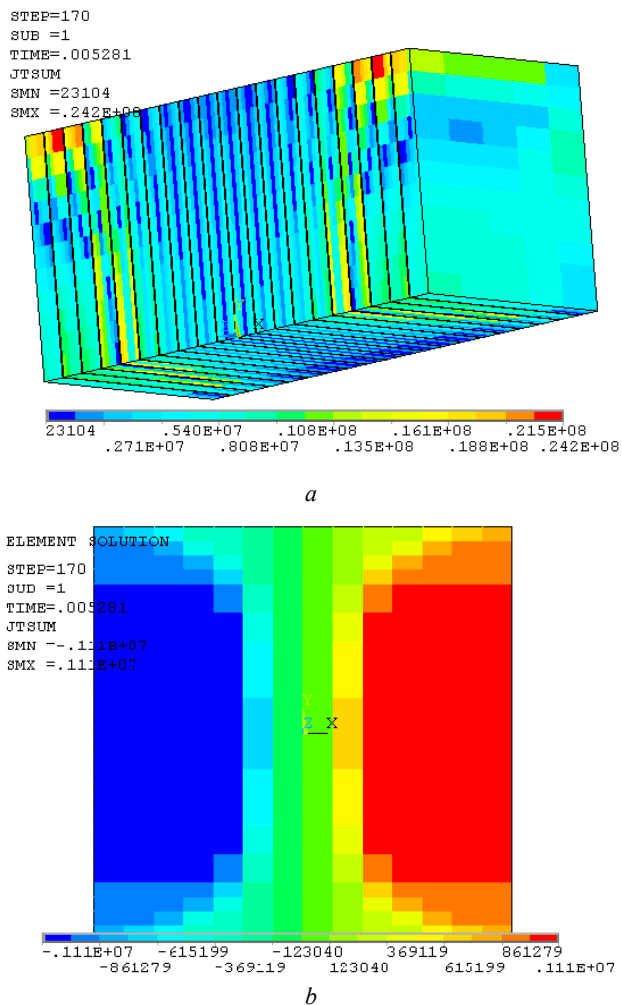


Fig. 4. Current density vector field ($t = 5.281$ ms, $f = 400$ Hz): 3D (a); 2D (b)

To verify the correctness of the accepted assumptions, a physical experiment has been performed to record the instantaneous steady-state values of current and voltage in the primary winding of a single-phase transformer in idle mode. The experiment has been conducted for two frequencies of supply voltages. For a frequency of 50 Hz, the current voltage of 150 V is applied to a winding that had 609 turns. The active resistance of this winding is 18.3 Ohms. For a frequency of 495 Hz, the value of the voltage is 40 V, the number of turns of the winding is 170 and its resistance is 0.585 Ohms. Overall dimensions of the core of the investigated transformer are $94 \times 81 \times 26.7$ mm (Fig. 5), and its magnetic properties correspond to the electrotechnical steel 2411.

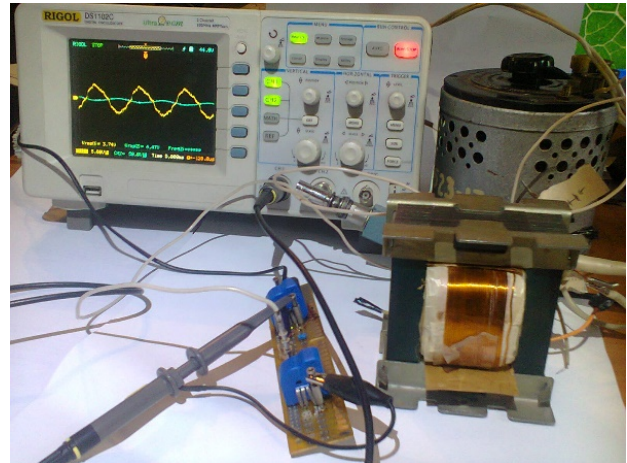
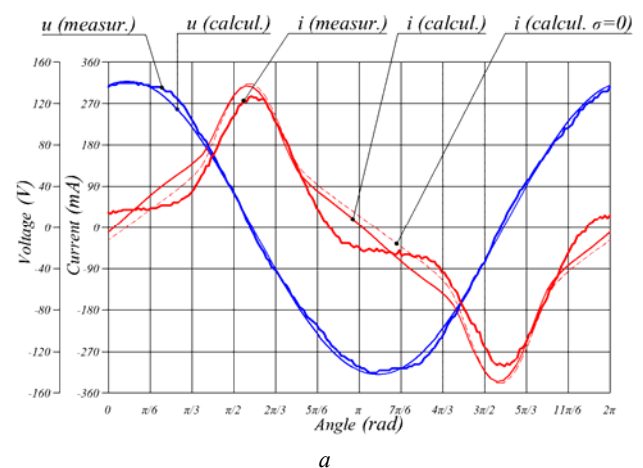


Fig. 5. Investigated transformer and measuring equipment

The results of the experiment are compared with the calculated values of the non-operating current, obtained on a specially created mathematical model of the aforementioned transformer. This model calculates the two-dimensional approximation of the magnetic field constructed based on approach (1) and uses the core material with magnetic properties of 2411 and equivalent to the specific electrical resistance of $190.8 \mu\Omega \cdot m$, obtained on the basis of (4) and with subsequent correction of its value.

The results of this comparison are shown in Fig. 6. It also depicts the calculated current dependencies in windings from time to time, provided that there are no eddy currents in the core ($\sigma = 0$).



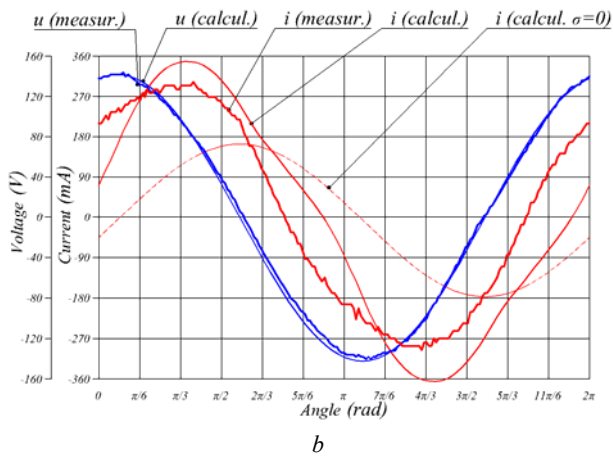


Fig. 6. Dependences of currents and voltages of the transformer on: 50 Hz (a); 495 Hz (b)

The comparison of average values of power consumed in these regimes is summarized in Table 3.

Table 3
Comparison of average values of power consumption

Frequency, Hz	Calculation (2D), W	Experiment, W	Discrepancy, %
50	1.692	1.893	11.9
495	13.16	17.25	31.1

Conclusion.

1. Our studies allow for taking into account the effects of eddy currents in a magnetic circuit by bringing its laminated parts to a homogeneous medium with the calculated values of the specific electrical resistance, so that it ensures the loss of power due to the effect of eddy currents in the real laminated axis and in the design two-dimensional modeling plane.

2. Analysis of the saturation influence of the laminated magnetic circuit and its shape on the spatial distribution of his current density vector allow to establish an empirical relationship between the equivalent and actual specific electrical resistance of the material, size and shape of the sample.

3. Using the obtained equivalent resistance value for description the materials properties of objects with laminated magnetic circuits makes it possible to take into account the effects of eddy currents and corresponding power losses, in the two-dimensional approximation of the magnetic field, both in transitions and in steady-state mode.

REFERENCES

1. Gyselinck J., Vandeveld L., Melkebeek J., Dular P., Henrotte F., Legros W. Calculation of eddy currents and associated losses in electrical steel laminations. *IEEE Transactions on Magnetics*, 1999, vol.35, no.3, pp. 1191-1194. doi: 10.1109/20.767162.

2. Gyselinck J., Sabariego R.V., Dular P. A nonlinear time-domain homogenization technique for laminated iron cores in three-dimensional finite-element models. *IEEE Transactions on Magnetics*, 2006, vol.42, no.4, pp. 763-766. doi: 10.1109/TMAG.2006.872034.

3. Kaimori H., Kameari A., Fujiwara K. FEM computation of magnetic field and iron loss in laminated iron core using homogenization method. *IEEE Transactions on Magnetics*, 2007, vol.43, no.4, pp. 1405-1408. doi: 10.1109/TMAG.2007.892429.

4. Zheng W., Cheng Z. An Inner-Constrained Separation Technique for 3-D Finite-Element Modeling of Grain-Oriented Silicon Steel Laminations. *IEEE Transactions on Magnetics*, 2012, vol.48, no.8, pp. 2277-2283. doi: 10.1109/TMAG.2012.2191591.

5. Pippuri J., Belahcen A., Dlala E., Arkkio A. Inclusion of eddy currents in laminations in two-dimensional finite element analysis. *IEEE Transactions on Magnetics*, 2010, vol.6, no.8, pp. 2915-2918. doi: 10.1109/TMAG.2010.2044490.

6. Dlala E., Belahcen A., Pippuri J., Arkkio A. Interdependence of hysteresis and eddy-current losses in laminated magnetic cores of electrical machines. *IEEE Transactions on Magnetics*, 2010, vol.46, no.2, pp. 306-309. doi: 10.1109/TMAG.2009.2032930.

7. Niyonzima I., Sabariego R.V., Dular P., Geuzaine C. Finite Element Computational Homogenization of Nonlinear Multiscale Materials in Magnetostatics. *IEEE Transactions on Magnetics*, 2012, vol.48, no.2, pp. 587-590. doi: 10.1109/TMAG.2011.2174210.

8. Koch S., Gersem H., Weiland T., Fischer E., Moritz G. Transient 3D Finite Element Simulations of the SIS100 Magnet Considering Anisotropic, Nonlinear Material Models for the Ferromagnetic Yoke. *IEEE Transactions on Applied Superconductivity*, 2008, vol.18, no.2, pp. 1601-1604. doi: 10.1109/TASC.2008.921892.

9. Ionel D.M., Popescu M., McGilp M.I., Miller T.J.E., Dellinger S.J., Heideman R.J. Computation of core losses in electrical machines using improved models for laminated steel. *IEEE Transactions on Industry Applications*, 2007, vol.43, no.6, pp. 1554-1564. doi: 10.1109/TIA.2007.908159.

10. Wei Chen, Jien Ma, Xiaoyan Huang, Youtong Fang. Predicting Iron Losses in Laminated Steel with Given Non-Sinusoidal Waveforms of Flux Density. *Energies*, 2015, vol.8, no.12, pp. 13726-13740. doi: 10.3390/en8121384.

11. Hollaus K., Hannukainen A., Schöberl J. Two-scale homogenization of the nonlinear eddy current problem with FEM. *IEEE Transactions on Magnetics*, 2014, vol.50, no.2, pp. 413-416. doi: 10.1109/TMAG.2013.2282334.

Received 02.07.2018

Makarchuk Oleksandr^{1,2}, Doctor of Technical Science, Associate Professor,
Calus Dariush¹, PhD, Associate Professor,
Moroz Vlodimir^{1,2}, Doctor of Technical Science, Professor,
Galuszkiewicz Zbigniew¹, Mgr. Inż.,
Galuszkiewicz Patryk¹, Mgr. Inż.
¹ Czestochowa University of Technology,
Faculty of Electrical Engineering,
Institute of Electrical Power Engineering,
17, Armii Krajowej Avenue, p.o. box 42-200 Czestochowa,
Poland,
e-mail: o.makarchuk@el.pcz.czest.pl; dc@el.pcz.czest.pl
² Lviv Polytechnic National University,
Institute of Power Engineering and Control Systems,
12, S. Bandera Str., Lviv, 79013, Ukraine,
phone +380 97 2259180,
e-mail: oleksandr.v.makarchuk@lpnu.ua

А.Г. Гурин, О.В. Голик, В.В. Золотарьов, С.Ю. Антонєць, Л.А. Щебенюк, О.М. Гречко

СТАТИСТИЧНА МОДЕЛЬ КОНТРОЛЮ СТАБІЛЬНОСТІ НАПРУГИ ПРОБЮЮ ІЗОЛЯЦІЇ В ПРОЦЕСІ ВИРОБНИЦТВА ЕМАЛЬПРОВІДІВ

Представлено результати технологічного контролю напруги пробюю ізоляції емаль проводу на основі поліімідного полімеру. Розглянуто застосування статистичного аналізу результатів вимірювання показників контролю за допомогою інтервальної статистичної моделі для використання результатів в активному технологічному контролі. Запропоновано рекомендації щодо практичного використання інтервальної статистичної моделі для визначення гарантованого рівня відносної дисперсії контрольованого параметру. Представлена кількісна оцінка відносної дисперсії δ напруги пробюю U впродовж тривалого технологічного циклу. Теоретично показана і вимірюваннями підтверджена можливість надійної кількісної оцінки тенденції зміни дефектності емаль ізоляції для проводу ПЭЭИДХ2 – 200 з двошаровою поліімідною ізоляцією номінальним діаметром 0,56 мм впродовж тривалого технологічного циклу. Визначення кількісної оцінки тенденції зміни дефектності емаль ізоляції дозволяє також виділити і кількісно оцінити випадкову похибку технологічного процесу – сумарну похибку результатів технологічного контролю, яка є кількісною характеристикою випадкової складової стабільності технологічного процесу. Застосування методів інтервальної статистики дозволяє одержувати достовірні (надійна ймовірність дорівнює одиниці) числові оцінки навіть для окремої серії невеликої кількості вимірів, до яких не ставлять вимоги ні статистичної сталості, ні взаємної незалежності. Бібл. 12, рис. 4.

Ключові слова: емаль провід, поліімідна ізоляція, дефектність ізоляції, технологічний контроль, статистична модель, випробування напругою.

Представлены результаты определения напряжения пробюю изоляции эмаль провода на основе полиимидного полимера. Выполнен статистический анализ результатов с помощью методов интервальной статистики с целью использования интервальной статистической модели в активном технологическом контроле. Представлена количественная оценка относительной дисперсии δ напряжения пробюю U в течение длительного технологического цикла. Теоретически показана и экспериментально подтверждена возможность количественной оценки тенденции изменения дефектности эмальизоляции для провода ПЭЭИДХ2 – 200 с двухслойной полиимидной изоляцией номинальным диаметром 0,56 мм в течение технологического цикла. Это позволяет выделить и количественно оценить случайную ошибку технологического процесса – суммарную ошибку результатов технологического контроля, которая является количественной характеристикой случайной составляющей стабильности технологического процесса. Использование методов интервальной статистики дает возможность получать достоверные (доверительная вероятность единица) интервальные оценки даже для небольшого количества измерений, к которым не предъявляют требования ни статистической устойчивости, ни взаимной независимости. Библ. 12, рис. 4.

Ключевые слова: емаль провід, полиімідна ізоляція, дефектність ізоляції, технологічний контроль, статистична модель, випробування напругою.

Постановка проблеми. Впровадження емальпроводів на основі поліімідних синтетичних співполімерів з температурним індексом 200 °С, які мають найвищий сучасний рівень електричної, механічної міцності і мінімальну товщину ізоляції [1, 2], зіткнулось з характерними для інноваційної кабельної продукції протиріччями. Це протиріччя між відносно високою вартістю продукції і необхідністю організації використання передових сучасних технологій контролю. В разі згаданих проводів – це online контроль дефектності ізоляції безпосередньо після виходу з емаль печі шляхом неруйнівного випробування на прохід високою постійною напругою. Система цього контролю є частиною автоматичних ліній з високими швидкостями руху (агрегат МАГ до 1000 м/хв) [2].

Активний online контроль дефектності шляхом неруйнівного випробування на прохід є одним з найперспективніших методів контролю в кабельному виробництві, яке вирізняється значними довжинами продукції з високою однорідністю по довжині. Особливо актуальним online контроль дефектності шляхом неруйнівного випробування на прохід є для емаль проводів, для яких довжина відносно діаметру досягає десятків мільйонів.

Ефективність використання такого контролю для конкретного виробника при впровадженні емальпроводів на основі поліімідних синтетичних співполімерів

полягає в тому, що параметри контролю мають бути визначені користувачем із широких доступних діапазонів (наприклад, випробувальна напруга від 400 В до 4000 В через кожні 100 В), які мають бути визначені для кожного виду продукції. Отже, аналіз результатів і розроблення технічних вимог до кожного виду продукції, є окремою науково-технічною задачею, вирішення якої вимагає значного часу і затрат.

В результаті один з найперспективніших методів контролю в кабельному виробництві, для якого є готове сучасне повірене обладнання, залишається в умовах реального виробництва не використаним.

Проблема полягає в необхідності розробки і впровадження системи технічних і організаційних рішень для використання сучасної системи online контролю дефектності ізоляції при випробуваннях на прохід в умовах виробництва з обов'язковою прив'язкою технічних параметрів контролю до досягнутого рівня технології і технічних вимог, що вимагає значних додаткових затрат.

Проблема, на перший погляд, є такою, що для виробників у період освоєння відомої в світі, але інноваційної саме для цих виробників продукції, не має рішення з економічної точки зору. Опосередкованим, але реальним підтвердженням цього песимістичного висновку може слугувати відома концепція «Шість сигма («6 σ »)» [3]. У ній критерієм якості масової про-

дукції чи послуг в маркетингу є відношення розміру діапазону допустимих значень основного параметру до експериментально визначеного кореня квадратного з дисперсії ($\sigma = \sqrt{D}$). Концепція «Six Sigma Methodology» є демонстрацією досягнень провідних виробників і не містить методології забезпечення досягнень (чому не «7 σ »?). І чим більше технологічний цикл автоматизований, тим проблема організації використання сучасної системи технологічного online контролю дефектності актуальніша, оскільки між задачами приймального і поточного технологічного контролю значна теоретична і технічна різниця [4]. Проблема організації активного технологічного online контролю є концептуальною для автоматизованого масового виробництва.

Аналіз літератури. Перші роботи, присвячені задачам технологічного контролю, датовані початком 60-х років ХХ ст. і підсумок сформульовано в [5], де головне те, що в самій постановці питання про технологічний контроль зафіксована можливість змін у технологічному процесі і необхідність виявлення і кількісного оцінювання цих змін [1]. Теоретично це означає, що кожен результат вимірювання є елементом невідомого статистичного масиву. Тому до результатів вимірювань технологічного контролю не є застосовною класична (канонічна) модель вимірювання, яка вимагає виконання трьох умов [3]:

- час вимірювання не є обмеженим;
- вимірювана величина зберігає істинне значення незмінним впродовж усього циклу вимірювань;
- всі фактори, що впливають на результат визначені.

Жодна з цих умов не може бути умовою виконання і аналізу результатів технологічного контролю.

Оскільки проблема організації використання сучасної системи технологічного online контролю тісно пов'язана з економічною складовою інноваційного масового виробництва, в [11] запропоновано вирішити протиріччя між високою вартістю продукції і ціновим фактором, як критерієм ліквідності саме для проводів с поліімідною ізоляцією шляхом зменшення рівня вимог до напруги пробою, узгодженого з замовником. По суті – це оголошення капітуляції перед проблемою впровадження даної інноваційної продукції, викликане саме складністю організації використання сучасної системи технологічного online контролю дефектності ізоляції, якою оснащені емальагрегати світових виробників відповідного обладнання.

Технологічний контроль в автоматизованих швидкісних неперервних циклах сучасного кабельного виробництва вимагає, крім практично миттєвої оперативності (режим online) [2, 3, 5], розділення детермінованої і випадкової складових масиву результатів вимірювання.

Тому для задач технологічного контролю прийнятними є, по-перше, статистична модель вимірювань, за якої вимірювана величина є послідовністю відображень поточного стану об'єкту вимірювань. При цьому істинне значення вимірюваної величини є невизначеним [2], але їх інтервал на даному відрізку технологічного часу є цілком визначеним.

Інтервальний підхід до статистичного визначення технічних параметрів пропонує концепція «6 σ » [3], за якою коефіцієнт однорідності $K\sigma$ визначають за дисперсією контрольованого параметра X : $K\sigma = |CL - X_{av}|/(D[X])^{0.5}$ при обмеженні знизу, $K\sigma = |CS - X_{av}|/(D[X])^{0.5}$ при обмеженні зверху, де CL , CS – від-

повідно нижня і верхня границі, узгоджені з замовником продукції. Кроком вперед у концепції «6 σ » є визначення коефіцієнта однорідності за значенням допустимої границі параметра, узгодженої з замовником продукції. Але, по-перше для визначення $K\sigma$ необхідні значні масиви даних, одержаних в однакових умовах, що робить неможливим прийняття рішень в умовах оперативного технологічного контролю.

По-друге, в цій концепції відсутні складові, які дозволили б забезпечити поступове зменшення дисперсії параметра, що контролюється, що мало би бути головною метою оперативного технологічного контролю в умовах стабільного виробництва.

Сучасні методи інтервальної статистики базуються на аксіомах, перша з яких: для всіх обмежених ознак f , що належать $J_{00} = \{f: \sup|f(x)| < \infty\}$ існують інтервальні середні $M_{\min}(f)$; $M_{\max}(f)$, що знаходяться в межах значень f . Згідно з аксіомою обернення (transform) [6] для всіх обмежених знизу ознак: $M_{\min}(-f) = -M_{\max}(f)$. Тобто заміна знаку у ознаках класу J_{00} приводить до класу $-J_{00}$, на якому існують нижні середні $M_{\min}(f)$, а на перерізі цих класів існують інтервальні середні [6].

Однозначний зв'язок нижнього і верхнього середніх шляхом заміни знаку масиву, зручний для математичного опису [6], не є застосовним для багатьох контрольних технічних параметрів. В задачах технологічного контролю в кабельній техніці характерною є ситуація, коли вимірюваний параметр x приймає тільки позитивні значення, а технологічна границя може бути як двосторонньою, так і односторонньою. Зокрема при контролі дефектності на MAG в режимі online кількість дефектів er на довжині 100 м є позитивною ($er \geq 0$) [4] (система EFHP фірми MAG-ECOTESTER).

В такому разі весь набір функцій первинних ознак $f(x)$ технологічного контролю може бути представлений мажоруючими функціями $g_{j,i}(x) \geq f_i(x)$, кожна з яких належить напівлінійній оболонці з невід'ємними коефіцієнтами c^+_i і довідним доданком c для кожної ознаки j : $g(x) = c + \sum c^+_i g_i(x)$. Апроксимація є більш точною, якщо відоме Mg , зокрема якщо $Mg = 0$, тобто мажоруюча функція $g(x)$ центрована [6]. Цього можна досягти використавши в якості первинної ознаки різницю вимірюваного і середнього значень $Y = x - M[x]$.

Побудова вторинних ознак полягає у виборі значень довідного C і невід'ємних коефіцієнтів $C_i^{(+)}$, щоб вторинні ознаки мінімально (наскільки це можливо) мажорували б первинні, тобто $g_i(Y_j) \geq f_i(Y_j)$. Ця схема може бути застосована для будь-якого параметру. Тому далі позначатимемо просто $g(Y)$, $f(Y)$.

Якщо первинна функція $f(Y) = Y^2$, то мажоруюча $g(Y) = C + C_2^{(+)} Y^2$. Якщо верхня границя як межа можливих значень Y дорівнює E_{\max} , то при $C = 0$; $C_2^{(+)} = 1/E^2$. $g(Y)$ при $Y \geq E_{\max}$ мажоруює $A(Y)$, яка є відносною кількістю значень ознаки $Y = [E, E_{\max}]$:

$$A\{E \leq Y \leq E_{\max}\} \leq Y^2/E^2. \quad (1)$$

За аксіомою збереження порядку, якщо $g(Y)$ мажоруює $A(Y)$, то верхнє середнє його не менше за верхнє середнє $A(Y)$, ця нерівність може бути записана для відповідних математичних сподівань:

$$M_{\max}[A\{E \leq Y \leq E_{\max}\}] \leq M_{\max}[Y^2/E^2], \quad (2)$$

де в лівій частині нерівності верхнє середнє відносної кількості вимірювань, в яких параметр прийняв значення у вказаному інтервалі, є не що інше, як верхня границя інтервальної ймовірності перевищення межі E . Підстановка в (2) статистичної оцінки верхнього середнього $M_{\max}[Y^2] = M^*[Y^2]$ дає статистичну оцінку ймовірності перевищення межі:

$$P_{\max}\{E \leq Y \leq E_{\max}\} \leq M^*[Y^2]/E^2. \quad (3)$$

Якщо первинна ознака $Y = x - M[x]$, то його середнє дорівнює нулю $M[Y - M^*[Y]] = 0$. Тоді мажоруючу функцію можна вибрати у вигляді параболи з трьома параметрами:

$$g(Y - M^*[Y]) = C + C_2^{(4)}((Y - M^*[Y]) - C_1)^2, \quad (4)$$

що після перетворень дає формулу для максимальної ймовірності виходу параметра Y за верхню технологічну межу α :

$$P_{\max}\{0 \leq Y \leq \alpha\} \leq (1 + \alpha^2/M_{\max}[(\Delta Y)^2])^{-1}. \quad (5)$$

Використання (5) дає достовірні (надійна ймовірність дорівнює одиниці) числові оцінки P_{\max} для окремої серії невеликої кількості вимірювань, до яких не ставлять вимоги ні статистичної сталості, ні взаємної незалежності. Нерівність (1) є аналогом відомої нерівності Чебишева, тобто інтервальна модель (5) розширює можливості прикладних статистичних методів без протиріччя з фундаментальною теорією ймовірностей [6].

Основним є те, що використання інтервальних моделей дозволяє створювати уніфіковані статистичні моделі, які є адекватними суті задач технологічного контролю, оскільки ці задачі ставлять під сумнів саме статистичну сталість вимірюваних ознак.

В [12] на основі моделі (5) запропоновано метод контролю виходу технічного параметра за нормативну межу. Технічним інструментом методу є контрольна карта, основана на застосуванні (5) для визначення максимальної ймовірності P_{\max} того, що контрольний технічний параметр (наприклад, пробивна напруга емалі чи інша) вийде за визначену нормативну межу. Контрольна карта P_{\max} може бути застосована до будь-якої технічної характеристики, яку доцільно контролювати. Первинним при такому підході є середнє значення ознаки, а поняття ймовірності відповідає середнім значенням відносної кількості таких значень (частоти появи).

Мета роботи. Для підвищення ефективності технологічного контролю в автоматизованому кабельному виробництві (режим online забезпечується інноваційним обладнанням) необхідне розділення детермінованої і випадкової складових масиву результатів вимірювання технологічного параметру:

- детермінований тренд параметру є свідченням змін в технології, причини яких мають бути визначені і прийняте відповідне технологічне рішення;
- випадкова складова є сумою статистичних похибок технологічного процесу, окремі причини яких в режимі online практично не можливо визначити; ця складова має бути надійно оцінена для всього набору контрольних параметрів як зіставна безрозмірна величина, наприклад, відносна дисперсія параметру.

Для одержання достовірних (надійна ймовірність дорівнює одиниці) числових оцінок відносної дисперсії параметру розробити на основі застосування інтервальних статистичних моделей статистичну контрольну

карту, застосовну для всього набору параметрів, які контролюють в під час виготовлення емаль проводу, і перевірити її застосовність в умовах виробництва.

Використання контрольної карти відносної дисперсії параметру в системі забезпечення однорідності продукції підприємства дозволить уніфікувати визначення випадкової складової для всього набору параметрів (при виробництві емальпроводів на основі поліімідних синтетичних співополімерів більше 10 параметрів), що суттєво зменшить об'єм процедур обробки даних технологічного контролю і підвищить його ефективність.

Основні результати. Результати технологічного контролю є дискретним масивом числових значень χ . Цей масив є вектор первинних ознак $\chi = \{x_1, \dots, x_r\}$, кожному елементу якого можна поставити у відповідність частоту появи даного значення, середні значення яких для даного масиву утворюють вектор ймовірностей:

$$P = \{p_1, \dots, p_r\},$$

де r – кількість вимірюваних значень.

Вектор вторинних ознак: $f = \{fx_1, \dots, fx_r\}$.

Середнім значенням вторинної ознаки масиву χ є скалярний добуток векторів f і P :

$$Mf = \sum fx_i \cdot p_i, \text{ де } i = 1, \dots, r. \quad (6)$$

Ця формула справедлива за точного виконання умови

$$\sum p_i = 1, \text{ де } i = 1, \dots, r, \quad (7)$$

що в дійсності неможливо, найперше, через обмеженість даних. Тож для середнього значення вторинної ознаки масиву χ єдиною достовірною оцінкою є інтервал:

$$M_{\min}f = \inf Mf; \quad M_{\max}f = \sup Mf. \quad (8)$$

Вибір показників і необхідної границі інтервалу оцінювання є суто технічною задачею.

Наприклад експериментальне дослідження впродовж технологічного циклу напруги пробою U ізоляції проводу номінальним діаметром 0,56 мм свідчить, що впродовж різних технологічних періодів динаміка змінення діаметральної товщини t емалі суттєво може відрізнитися (рис. 1).

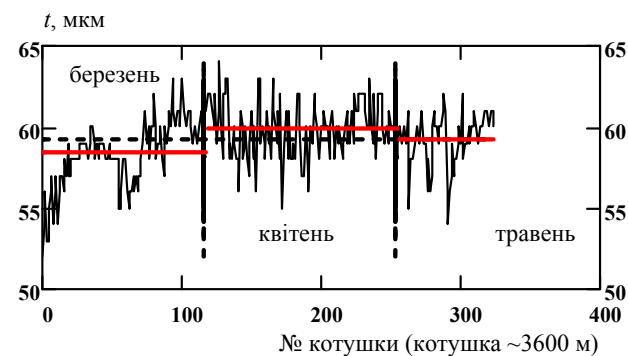


Рис. 1. Динаміка змінення діаметральної товщини t емалі проводу номінальним діаметром 0,56 мм впродовж різних технологічних періодів

Одним з основних показників якості емальпроводу є напруга пробою U . Тому оцінка впливу зазначеної зміни діаметральної товщини t емалі на напругу пробою має вирішальне значення при виборі контрольних показників і необхідних границь інтервалу оцінювання має важливе практичне значення в умовах виробництва.

Для напруги пробою вектор первинної ознаки $\chi = \{U_1, \dots, U_r\}$, вектор вторинної ознаки: $f = \{fU_1, \dots, fU_r\}$, де $fU_i = [(U_{i+1} - U_i)/U_{i+1}]^2 = \delta_i$ з огляду на необхідність центрування ознаки і технічно доцільного обмеження зверху.

При цьому також вирішується проблема порівняння результатів вимірювання різних контрольних параметрів.

За (6) середнім значенням вторинної ознаки масиву χ є скалярний добуток векторів f і P :

$$Mf = \sum \delta_i p_i, \text{ де } i = 2, \dots, r, \quad (9)$$

а для визначення p_i використано нормальний закон розподілу ймовірностей, придатність якого в даному разі ілюструє рис. 2, перевірку придатності за умовою (7) ілюструє рис. 3, де на похідну функції нормального розподілу нанесені експериментальні точки відносної дисперсії напруги пробою.

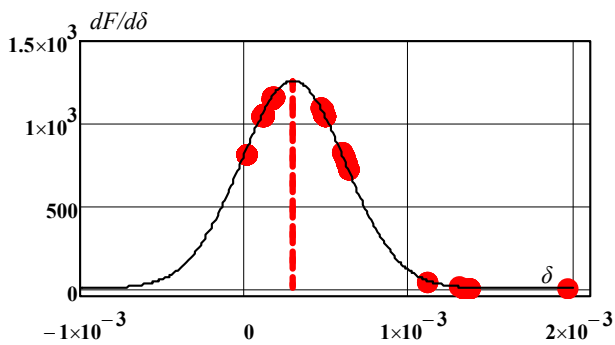


Рис. 2. Порівняння теоретичної густини нормального розподілу (суцільна крива) і апроксимації густини розподілу експериментально визначених значень δ_i за допомогою нормального розподілу (324 експериментальні значення)

Умова (7) (рис. 3) виконується наближено, що додатково свідчить про необхідність використання інтервальних оцінок при контролі технічних параметрів. В наведеному прикладі умова (7) надійно виконується для $r \geq 17$, отже r не може бути вибране довільно, а має бути вибране $r = \inf r (\sum p_i = 1)$.

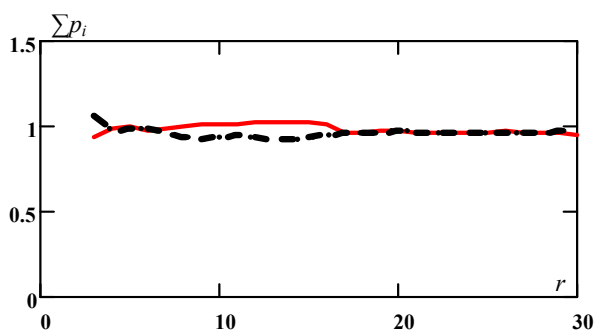


Рис. 3. До перевірки виконання умови (7) для інтервальної оцінки відносної дисперсії напруги пробою проводу номінальним діаметром 0,56 мм

Визначені за (8) середні значення вторинної ознаки для масивів даних при $r = 30$ в різні технологічні періоди наведено на рис. 3, який підтверджує те, що умова (7) надійно виконується для $r \geq 17$.

Оцінки $Mf_{\max} = \sup(Mf_i)$ для $r = 30$ свідчать про те, що в різні технологічні періоди (див. рис. 1) верхні середні відносної дисперсії напруги пробою відрізняються:

$$Mf_{\max 1} (i = 1, \dots, 117) = \sup(Mf_i(i=1, \dots, 117)) = 4,2 \cdot 10^{-4};$$

$$Mf_{\max 2} (i = 118, \dots, 255) = \sup(Mf_i(i=118, \dots, 255)) = 4,3 \cdot 10^{-4};$$

$$Mf_{\max 3} (i = 256, \dots, 324) = \sup(Mf_i(i=256, \dots, 324)) = 4,0 \cdot 10^{-4}.$$

Залежність $Mf(\delta)$ для $r = 30$ впродовж тривалого технологічного періоду на рис.4, на якому видно стабільне зменшення відносної дисперсії напруги пробою для $i = 148, \dots, 255$, тобто впродовж періоду з більшою середньою товщиною ізоляції (див. рис. 1). Рис. 4 є зображенням контрольної карти відносної дисперсії напруги пробою, на якій застосовано жорсткі границі регулювання на основі нормального розподілу [12], що відповідають діапазону $M[\delta] \pm 3\sigma[\delta]$, за яким знаходиться до 30 % значень. З технічних міркувань відносна дисперсія має бути обмежена тільки з максимальним допустимим значенням.

Рис. 4 свідчить про те, що $Mf_{\max} < M[\delta] + 3\sigma[\delta]$, за нормальним розподілом, тобто відповідає відомому критерію максимальної однорідності продукції [12].



Рис. 4. Статистична контрольна карта залежності $Mf(\delta)$ для $r = 30$, на якій видно стабільне зменшення відносної дисперсії δ напруги пробою впродовж квітня (рис. 1), коли спостерігалась тенденція зменшення товщини емалі

Висновки.

- Для одержання достовірних числових оцінок відносної дисперсії параметру на основі застосування інтервальних статистичних моделей розроблено уніфіковану статистичну контрольну карту відносної дисперсії параметру, застосовної для всього набору параметрів, які контролюють в під час виготовлення емаль проводу. Виконано перевірку її застосовності в умовах виробництва на прикладі контролю напруги пробою U проводу з двошаровою поліімідною ізоляцією номінальним діаметром 0,56 мм. Використання уніфікованої контрольної карти відносної дисперсії параметру в системі забезпечення однорідності продукції підприємства суттєво зменшить об'єм процедур обробки даних технологічного контролю (більше 10 параметрів).

- Впродовж трьох місяців відносна дисперсія напруги пробою проводу не перевищила 0,05 % (надійність оцінки дорівнює одиниці), що свідчить, по-перше, про стабільність технологічного процесу відносно електричної міцності емаль ізоляції, і, по-друге, про доцільність застосування інтервальних статистичних моделей при аналізі результатів технологічного контролю.

- Центрування ознаки і технічно доцільне обмеження для нього зверху дозволяють вирішити проблему порівняння результатів вимірювання різних контрольних параметрів.

4. Оцінки максимального середнього Mf_{\max} відносної дисперсії δ напруги пробою U проводу впродовж тривалого періоду в умовах виробництва і порівняння цих оцінок з динамікою змінення діаметральної товщини t емалі проводу засвідчили, що однією з причин зростання дисперсії напруги пробою є збільшення товщини емалі ізоляції.

5. Застосування інтервальних статистичних моделей для одержання достовірних (надійна ймовірність дорівнює одиниці) числових оцінок навіть для окремих серій з невеликою кількістю вимірів (багаторазові вибірки по 30 штук), до яких не ставлять вимоги ні статистичної сталості, ні взаємної незалежності, є перспективним методом аналізу результатів технологічного контролю в умовах діючого виробництва.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Золотарев В.М., Антоненко Ю.А., Антоненко С.Ю., Голик О.В., Шчебенюк Л.А. Он-лайн контроль дефектності ізоляції в процесі виготовлення емальпроводів // Електротехніка і електромеханіка. – 2017. – №4. – С. 55-60. doi: 10.20998/2074-272X.2017.4.09.
2. Шчебенюк Л.А., Антоненко С.Ю. Статистичний апарат забезпечення бездефектності продукції в виробництві емальпроводів // Вісник НТУ «ХПІ». – 2012. – №23. – С. 166-169.
3. Голик О.В. Исследование дефектности нагревостойких проводов с двойной полиимидной эмальизоляцией при испытаниях высоким напряжением на проход // Украинський метрологічний журнал. – 2009. – №1. – С. 15-18.
4. Голик О.В. Статистические процедуры при двустороннем ограничении контролируемого параметра в процессе производства кабельно-проводниковой продукции // Електротехніка і електромеханіка. – 2016. – №5. – С. 47-50. doi: 10.20998/2074-272X.2016.5.07.
5. Гнеденко Б.В., Беляев Ю.К., Соловьев А.Д. Математические методы в теории надежности. – М.: Наука, 1965. – 524 с.
6. Кузнецов В.П. Интервальные статистические модели. М.: Радио и связь. 1991. – 352 с.
7. Тутубалин В.Н. Статистическая обработка рядов наблюдений. – М.: Знание, 1973. – 64 с.
8. Андрианов А.В., Андрианов В.К., Быков Е.В. О статистике точечных повреждений обмоточных проводов и витковых замыканий обмоток // Кабели и провода. – 2013. – №5. – С. 28-31.
9. Technical Report IVA Laboratories: Breakdown voltage. – classified: October 2007. – p. 18.
10. Mary Walton. The Deming Management Method. Foreword by W. Edward Deming. – New York: NY 10016 Copyright, 1986. – 262 p.
11. Зеленецкий Ю.А. О совершенствовании технической документации на эмалированные провода // Кабели и провода. – 2013. – №5. – С. 19-23.
12. Карпушенко В.П., Шчебенюк Л.А., Антоненко С.Ю., Науменко О.А. Силові кабелі низької та середньої напруги. Конструювання, технологія, якість. Харків: Регіон-інформ, 2000. – 376 с.

REFERENCES

1. Zolotaryov V.M., Antonets Yu.P., Antonets S.Yu., Golik O.V., Shchebeniuk L.A. Online technological monitoring of insulation defects in enameled wires. *Electrical engineering & electromechanics*, 2017, no.4, pp. 55-60. doi: 10.20998/2074-272X.2017.4.09.
2. Shchebeniuk L.A., Antonets S.Yu. Statistical method purpose is the reduce of quantifying defects of enameled wire. *Bulletin of NTU «KhPI»*, 2012, no.23, pp. 166-169. (Ukr).
3. Golik O.V. Quantifying of defects for enameled wire with two-sheeted polyimide isolation by tests by high voltage. *Ukrainian metrological journal*, 2009, no.1, pp. 15-18. (Rus).

4. Golik O.V. Statistical procedures for two-sided limit of a controlled parameter in the process of production of cable and wire products. *Electrical Engineering & Electromechanics*, 2016, no.5, pp. 47-50. (Rus). doi: 10.20998/2074-272X.2016.5.07.

5. Gnedenko B.V., Belyaev Yu.O., Solovjev A.D. *Matematicheskie metody v teorii nadezhnosti* [Mathematical methods in theory of reliability]. Moscow, Nauka Publ., 1965. 524 p. (Rus).
6. Kuznetsov V.P. *Interval'nye statisticheskie modeli* [Interval statistical models]. Moscow, Radio i svyaz' Publ., 1991. 352 p. (Rus).
7. Tutubalin V.N. *Statisticheskaya obrabotka ryadov nabludeni* [Statistical analysis of observation series]. Moscow, Znanie Publ., 1973. 64 p. (Rus).
8. Andrianov A.V., Andrianov V.K., Bykov E.V. About the statistics of pin-hole damages of winding wires and inter-turn short-circuits in windings. *Cables and wires*, 2013, no.5, pp. 28-31. (Rus).
9. Technical Report IVA Laboratories: Breakdown voltage. – classified: October 2007. – p. 18.
10. Mary Walton. *The Deming Management Method*. Foreword by W. Edward Deming. New York: NY 10016 Copyright, 1986. 262 p.
11. Zelenetsky Yu.A. About the improvement of technical documentation for enameled wires. *Cables and wires*, 2013, no.5, pp. 19-23. (Rus).
12. Karpushenko V.P., Shchebeniuk L.A., Antonets Yu.O., Naumenko O.A. *Sylovi kabeli nyz'koyi ta seredn'oyi napruhy. Konstruyuvannya, tekhnolohiya, yakist'* [Power cables of low and medium voltage. Designing, technology, quality]. Kharkiv, Region-inform Publ., 2000. 376 p. (Ukr).

Надійшла (received) 28.02.2018

Гурин Анатолій Григорович¹, д.т.н., проф.,
Голик Оксана Вячеславівна¹, к.т.н., доц.,
Золотарьов Володимир Володимирович², к.т.н.,
Антоненко Станіслав Юрійович², к.т.н.,
Шчебенюк Леся Артемівна¹, к.т.н., проф.,
Гречко Олександр Михайлович¹, к.т.н., доц.,

¹ Національний технічний університет
«Харківський політехнічний інститут»,
61002, Харків, вул. Кирпичова, 2,
e-mail: agurin@kpi.kharkov.ua, unona928@gmail.com,
a.m.grechko@gmail.com
² ПАТ «ЗАВОД ПІВДЕНКАБЕЛЬ»,
61099, Харків, вул. Автогенна, 7,
tel/phone +380 57 7545248,
e-mail: zavod@yuzhcable.com.ua

A.G. Guryin¹, O.V. Golik¹, V.V. Zolotaryov², S.Yu. Antonets²,
L.A. Shchebeniuk¹, O.M. Grechko¹

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

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

A statistical model of monitoring of insulation breakdown voltage stability in the process of enameled wires production.

This paper is devoted to non-destructive technological monitoring of defects of insulation of enameled wires with polyimide polymer. The authors present a statistical method for processing, comparison and analysis of outcomes of measurements of parameters of insulation of enameled wires. A mathematical model of trend for application in active technological monitoring is developed to develop recommendations for parameters of such monitoring. It is theoretically justified and the possibility of a diminution of dependence of an error on the velocity of movement of a wire for want of quantifying defects of enameled insulation using non-destructive tests by high voltage is shown. The dependence of average value of amount of defects for enameled wires with two-sheeted polyimide insulation in a range of nominal diameter 0.56 mm is experimentally determined. The technological monitoring purpose is to reduce quantifying defects of enameled insulation. References 12, figures 4.

Key words: enameled wire, polyimide insulation, insulation defectiveness, technological monitoring, statistical model, voltage tests.

Ж.В. Самохвалова, В.Н. Самохвалов

МАГНИТНО-ИМПУЛЬСНОЕ ПРЕССОВАНИЕ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ СОЕДИНЕНИЙ МНОГОПРОВОЛОЧНЫХ ПРОВОДОВ

Розглянуто метод створення потужнострумів електричних з'єднань багатодротяних проводів при пресуванні затискачів імпульсним магнітним полем. Представлені результати чисельного моделювання та експериментальних досліджень процесу складання стикових з'єднань монометалевих, біметалевих та комбінованих проводів, в тому числі при отриманні перехідних з'єднань алюміній-мідь. Викладено результати теплових та електричних випробувань з'єднань. Бібл. 9, рис. 6.

Ключові слова: магнітно-імпульсна збірка, з'єднання багатодротяних проводів, чисельне моделювання, електричні випробування.

Рассмотрен метод создания сильноточных электрических соединений многопроводных проводов при прессовании зажимов импульсным магнитным полем. Представлены результаты численного моделирования и экспериментальных исследований процесса сборки стыковых соединений монометаллических, биметаллических и комбинированных проводов, в том числе при получении переходных соединений алюминий-медь. Изложены результаты тепловых и электрических испытаний соединений. Библ. 9, рис. 6.

Ключевые слова: магнитно-импульсная сборка, соединение многопроводных проводов, численное моделирование, электрические испытания.

Постановка проблемы. Приведенный в монографии [1] анализ количества нарушений по видам технических устройств и элементов контактной сети электрифицированных железных дорог «ОАО РЖД» за период с 2003 по 2010 гг. показывает, что по частоте отказов провода и зажимы занимают первое и третье место среди всех видов устройств контактной сети (около 40 % всех отказов, не обусловленных внешними причинами). Нагрев в зажимах электрических соединителей, усталость в узлах крепления, разупрочнение от короткого замыкания являются основными причинами отказов. Большая доля таких повреждений обусловлена недопустимым превышением температуры и пережогом многопроводных проводов в плашечно-болтовых соединительных узлах. Для решения этой проблемы применяются прессуемые зажимы. Прессуемые зажимы электрических соединительных узлов прочны, легки, экономичны, не требуют обслуживания, имеют не снижающееся качество получаемых токоведущих соединений, устойчивы к коррозии и воздействию токов короткого замыкания.

Анализ последних исследований и публикаций. Механическое прессование зажимов осуществляется с применением переносных гидравлических прессов методами местного вдавливания, а также сплошного или комбинированного обжатия круглыми или шестигранными матрицами. Однако при этом происходит неравномерный обжим повивов многопроводного провода по его сечению. Для повышения эксплуатационной надежности соединений многопроводных медных проводов с наконечниками в электротехнической и авиационной промышленности используется метод магнитно-импульсного прессования соединений [2-4]. Соединение выполняется в процессе высокоскоростного обжима наконечника на многопроводный провод. При пропускании импульса тока через индуктор возбуждается переменное магнитное поле, которое индуцирует в скин-слое

материала наконечника вихревые токи. При взаимодействии вихревого тока с магнитным полем индуктора возникают силы, вызывающие пластическое деформирование оболочки наконечника. Этот метод может быть применен в электрическом транспорте и в системах электроснабжения железных дорог для стыкового соединения медных, алюминиевых, биметаллических и комбинированных проводов или напрессовки наконечников.

В отличие от механического прессования зажимов, при воздействии импульсного магнитного поля цилиндрическая часть соединительной втулки или наконечника деформируется равномерно по окружности, обеспечивая ее электрический контакт по всем жилам внешнего повива провода. В результате высокой скорости соударения соединяемых элементов, а также поверхностного нагрева соединителей вихревыми токами и их последующего охлаждения возникают дополнительные сжимающие напряжения, улучшающие качество соединения втулки и многопроводного провода.

Цель работы – исследование особенностей протекания процесса образования стыковых соединений многопроводных проводов из различных материалов, в том числе разнородных, определение оптимальных параметров магнитно-импульсного нагружения, обеспечивающих высокую эксплуатационную надежность электрических соединительных узлов.

Экспериментальное исследование соединений многопроводных проводов. При магнитно-импульсном прессовании параметры соединений многопроводных проводов определяются как исходными размерами соединительной втулки, так и пространственно-временными характеристиками импульса давления магнитного поля в процессе образования соединения. Рабочим инструментом, определяющим эпору давления при магнитно-импульсной сборке, является индуктор. В экспериментах использовались

многовитковые индукторы со сменными концентраторами магнитного поля [5]. Рабочее отверстие в концентраторах магнитного поля было выполнено под втулки диаметром от 16 до 28 мм, что позволило охватить весь типоразмер выбранных многопроволочных проводов. Ширина рабочей зоны концентратора варьировалась от 6 до 15 мм. Это позволило изменять зону действия импульсного давления магнитного поля, а также дополнительно варьировать значением удельной энергии заряда магнитно-импульсной установки при получении соединений проводов. Варьируемыми параметрами были длина и толщина стенки соединительной втулки. Диаметр втулки и минимальная толщина ее стенки в этом случае задавались из условий: площадь сечения втулки не менее площади сечения провода; прочность втулки на разрыв не ниже разрывного усилия провода.

Экспериментальное исследование процесса сборки соединения проводов проводилось на магнитно-импульсной установке МИУ-30 (производство Харьковского политехнического института). Собственная индуктивность установки $L = 0,004$ мкГн, емкость конденсаторных батарей $C = 168$ мкФ, максимальное напряжение заряда конденсаторов $U = 19$ кВ, максимальная энергия заряда $W = 30,3$ кДж.

Металлографические исследования поперечных разрезов соединений многопроволочных проводов, полученных на шлифовально-полировальном станке Grifo IV, проводились с использованием оптического микроскопа МЕТАМ ЛВ-71, оснащенного цифровой фотокамерой, связанной с компьютером, использующей систему анализа изображений IMEGE Expert Pro3. Исследования макрошлифов полученных соединений показали, что при магнитно-импульсном прессовании, вследствие высокоскоростного соударения, сильно деформируется внутренняя поверхность соединительной втулки (наконечника). Это приводит к увеличению площади контакта втулки и провода в соединении по сравнению с обжатием гидравлическими прессами и, следовательно, уменьшению переходного электрического сопротивления.

Поперечные разрезы соединений проводов, полученных при оптимальном значении удельной энергии, показали, что в соединении имеет место контакт проволок провода практически по всей их поверхности (рис. 1).

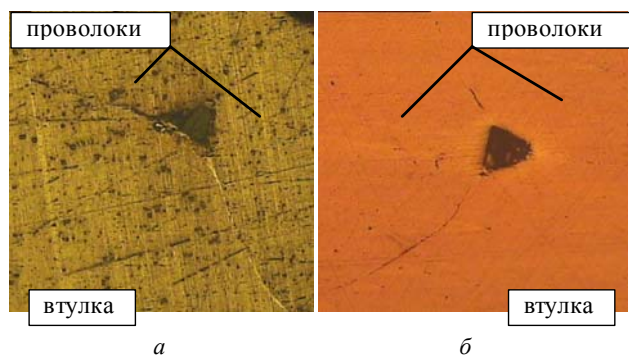


Рис. 1. Вид контакта проводов и соединительной втулки при магнитно-импульсном прессовании соединения:
а) алюминиевый провод и алюминиевая втулка;
б) медный провод и медная втулка

Окислы и грязь вытесняются в малые локальные зоны между проволоками, проволоками и втулкой, возникает контакт ювенильных поверхностей.

Состояние границ между отдельными проволоками, а также между проволоками и втулкой в соединении зависит, главным образом, от удельной энергии заряда МИУ и начального зазора между внешним слоем проволок и внутренней поверхностью соединительной втулки, определяющих скорость соударения втулки с проводом.

При получении переходных соединений алюминиевых и медных многопроволочных проводов выявлены принципиальные различия процесса образования соединения медного провода М-120 с втулкой из алюминия А0 и алюминиевого провода А-185 с втулкой из меди М1. В первом случае площадь контакта втулки с внешним повивом провода значительно больше, чем в соединении алюминиевого провода А-185 с медной втулкой. Это обусловлено «затеканием» материала мягкой алюминиевой втулки между медными проволоками, вследствие действия эффекта высокоскоростного соударения. Во втором случае более прочная медная втулка сильно сминает алюминиевые проволоки, но в обоих случаях обеспечивается высокая степень герметичности соединения (рис. 2).



Рис. 2. Переходное соединение «медь-алюминий»:
а) медный провод и алюминиевая втулка,
б) алюминиевый провод и медная втулка

Численное моделирование процесса магнитно-импульсного прессования соединений. Для изучения основных закономерностей процесса получения электрических соединений импульсным магнитным полем были взяты представители основных видов многопроволочных проводов систем электроснабжения железных дорог и линий электропередачи. Это медный несущий трос М-120 и алюминиевый вспомогательный провод А-185; сталеалюминий биметаллический провод ПБСМ-95 (несущий трос цепных подвесок, электротяговые соединители, перемычки дроссель-трансформаторов и др.) и сталеалюминевый комбинированный провод АС-50/8 (подвес на воздушных линиях электропередачи). Материалы соединительных втулок медь М1 и алюминий А0.

Для численного моделирования и исследования процесса магнитно-импульсной сборки соединений многопроволочных проводов с использованием соединительных втулок был использован программный пакет CRUG24, разработанный для расчета ударных взаимодействий [6]. По методике аналогичной [3, 4], в двухмерной постановке рассматривалась задача о деформировании системы цилиндрических тел, заключенных в круговую оболочку (соединительную втулку или наконечник). Вокруг оболочки расположен

индуктор импульсного магнитного поля. Соединение выполняется в процессе высокоскоростного обжима трубчатого соединителя или наконечника на многопроволочный провод давлением импульсного магнитного поля. Решение данной задачи осуществлялось численно, методом конечных разностей. Визуальное отображение процесса позволило контролировать расчет, оценивать параметры и особенности взаимодействия втулки и проволок провода.

Для каждого из элементов разработанной расчетной модели задавались его индивидуальные физико-механические свойства. Например, при численном моделировании процесса магнитно-импульсной сборки соединения сталемедных проводов ПБСМ-95 внутри каждой проволоки выделялись сеточные области стального сердечника и ее медной оболочки. При численном моделировании процесса сборки соединений сталюминиевых проводов АС-50/8 давлением импульсного магнитного поля, задавались различные характеристики материала центральной стальной жилы провода и его внешних алюминиевых проволок.

При численном моделировании исследовались особенности образования соединений:

а) «медь-медь» – соединение провода М-120 или ПБСМ-95 с медной соединительной втулкой (или наконечником);

б) «алюминий-алюминий» – соединение провода А-185 или АС-50/8 с алюминиевой соединительной втулкой;

в) переходных соединений «медь-алюминий» – провод М-120 с алюминиевой втулкой, провод А-185 с медной втулкой.

При численном моделировании процессов сборки, как и при проведении экспериментальных исследований, варьировалась энергия заряда магнитно-импульсной установки и толщина стенки соединительной втулки. Моделирование процесса сборки соединения проводов проводилось с использованием в расчетах параметров магнитно-импульсной установки МИУ-30, которая использовалась при проведении натуральных экспериментов.

При проведении численного моделирования процессов магнитно-импульсной сборки рассчитывался коэффициент заполнения сечения K_z в зажиме, косвенно определяющий механическую прочность соединения и переходное электрическое сопротивление [3]:

$$K_z = 4F / \pi d^2,$$

где F – суммарная площадь поперечного сечения втулки и провода, d – наружный диаметр втулки после сборки соединения.

Критерием эффективности процесса сборки был выбран минимум удельной энергии заряда магнитно-импульсной установки, необходимый для достижения полного компактирования проволок провода в соединении ($K_z \approx 1$). Удельная энергия W_u на сборку соединения проводов определялась как отношение энергии заряда магнитно-импульсной установки W к объему деформированного материала в соединении:

$$W_u = W / (F / l), \text{ Дж/мм}^3,$$

где l – ширина рабочей зоны индуктора (концентратора

магнитного поля), определяющая длину зоны обжима в полученном соединении.

Как показали результаты численного моделирования процессов сборки соединений давлением импульсного магнитного поля и результаты металлографических исследований полученных соединений, взаимодействие втулки с монометаллическими проволоками проводов М-120 и А-185 при оптимальной удельной энергии приводит к равномерному деформированию большей части проволок, их полному компактированию и огранке (рис. 3).

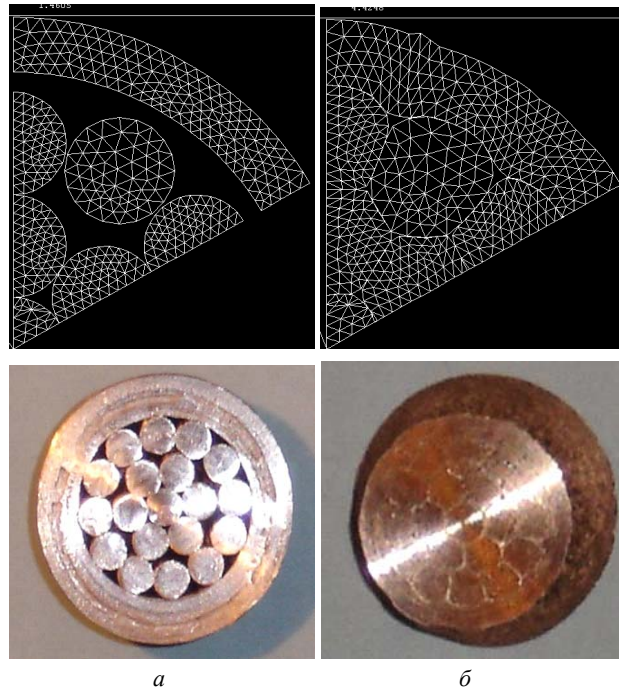


Рис. 3. Вид соединения провода М-120 и медной втулки при численном моделировании и натурном эксперименте: а) до обжима, б) после сборки

У сталюминиевого комбинированного провода АС-50/8 его центральная стальная проволока деформируется незначительно, компактирование соединения обеспечивается за счет деформации алюминиевых проволок.

В соединениях сталемедных проводов ПБСМ-95 с использованием медных втулок, у биметаллических проволок провода наблюдается небольшая деформация стального сердечника проволок, а их медная оболочка деформируется в значительно большей степени, что совпадает с результатами численного моделирования. За счет этого наблюдается достаточно сильное затекание материала медной втулки в полости между проволоками, что дополнительно увеличивает площадь контакта втулки и провода в соединении (рис. 4).

При недостаточной удельной энергии не происходит полного компактирования проволок в соединении ($K_z < 1$), что не обеспечит нужного качества соединения. При рациональном режиме магнитно-импульсного нагружения деформация проволок и окончательное обжатие всего провода, происходит на этапе максимального разгона соединительной втулки (наконечника), что обеспечивает смыкание всех проволок и заполнение всего поперечного сечения соединения ($K_z \approx 1$).

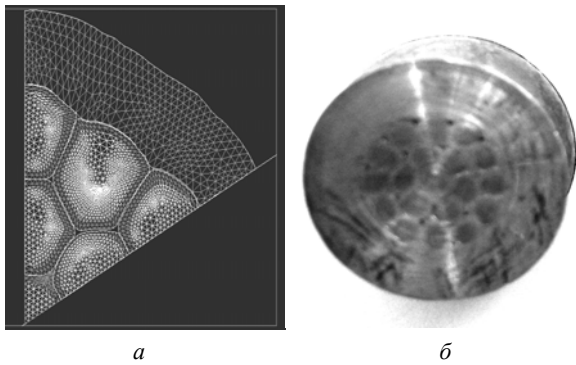


Рис. 4. Вид в поперечном сечении провода ПБСМ-95 и медной соединительной втулки при магнитно-импульсной сборке: а) численное моделирование, б) эксперимент

Это достигается, если максимум первой полуволны давления импульсного магнитного поля совпадает с максимумом скорости деформирования соединительной втулки. Как показало моделирование процесса, скорость деформирования соединительной втулки, в процессе сборки (обжима) соединения, достигает 150...200 м/с, а длительность процесса 18...25 мкс, в зависимости от материала и толщины стенки соединительного элемента (втулки, наконечника). При избытке удельной энергии заряда МИУ, максимум скорости деформирования соединительной втулки не совпадает с максимумом первой полуволны давления импульсного магнитного поля. Происходит перерасход энергии заряда МИУ и нерациональное силовое воздействие на полученное соединение, не повышающее его качество.

В результате обработки результатов расчета получены зависимости минимальной расчетной удельной энергии заряда магнитно-импульсной установки, при которых достигается $K_z \approx 1$, при использовании втулок с различной толщиной стенки, имеющих прочность на разрыв не ниже прочности провода (рис. 5).

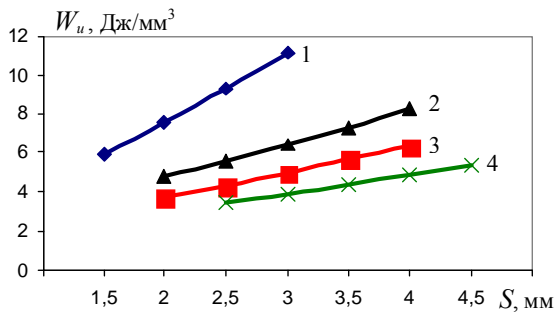


Рис. 5. Зависимость минимальной удельной энергии сборки соединения проводов от толщины соединительной втулки. Провод: 1) АС 50/8, 2) ПБСМ-95, 3) М-120, 4) А-185

Электрические испытания полученных соединений проводов. Электрические испытания проводились в закрытом помещении с использованием теплового стенда. Проверку качества соединений многопроволочных проводов, полученных давлением импульсного магнитного поля, производили в соответствии с ГОСТ 12393-77 [7]. Свойства соединений многопроволочных проводов оценивали по стандартным нормам, а также при воздействии двух факторов:

нагрев номинальным током и растяжение рабочей нагрузкой. Для комплексных испытаний было изготовлено специальное устройство для механического нагружения соединений. Устройство оснащено сменными цанговыми зажимами для захвата проводов различного диаметра, установленными в диэлектрических (текстолитовых) плитах (рис. 6).

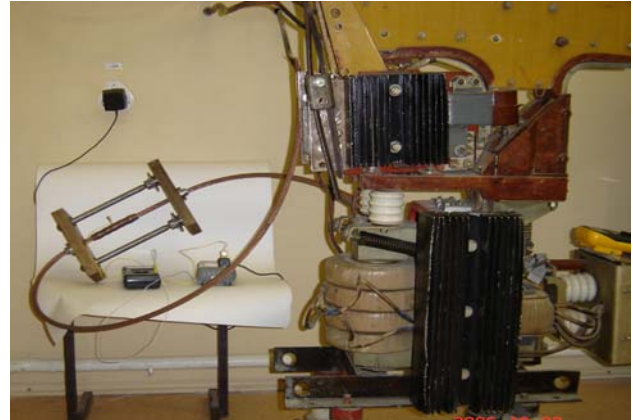


Рис. 6. Тепловой стенд и устройство для механического нагружения стыкового соединения проводов

Текстолитовые плиты связаны между собой двумя стойками, один конец которых жестко связан с первой плитой, а другой конец входит в отверстие второй плиты. Расстояние между плитами изменялось за счет вращения гаек, опирающихся через пару тарельчатых пружин на вторую плиту. Усилие растяжения соединения проводов контролировалось по сжатию тарированных тарельчатых пружин. Тарельчатые пружины позволяли поддерживать практически неизменным усилие нагрузки соединения при осевой термической деформации проводов и соединительной втулки в процессе тепловых испытаний.

Качество электрического соединения определяли коэффициентами дефектности электрического контакта по электрическому сопротивлению – K_R и по перегреву условным номинальным током – K_θ :

$$K_R = \Delta U_C / \Delta U_P, \quad K_\theta = \Delta \theta_C / \Delta \theta_P,$$

где ΔU_C и ΔU_P соответственно – падение напряжения на соединении и на участке целого провода той же длины, мВ; $\Delta \theta_C$ и $\Delta \theta_P$ соответственно – превышение температуры зажима и соединяемого провода вне зажима над температурой окружающего воздуха при протекании по ним одного и того же тока, °С.

Значение тока для определения коэффициентов дефектности задавалось с учетом допустимого длительного значения тока для каждой марки соединяемых проводов, установленной нормативно-технической документацией [8]: 400, 500 и 600 А, и поддерживалась в процессе испытания постоянными с погрешностью не более 3 % (контролировалось мультиметром Masteh MY-62). Измерение температуры перегрева соединения (середина соединительной втулки) и провода (на расстоянии 1 м от втулки) производилось с использованием термопар и цифрового мультиметра АРРА 109 (класс 0,1). Падение напряжения на проводе и в соединении измерялось при каждом выбранном значении тока цифровым мультиметром

Masteh M890G (класс 0,1). Коэффициент дефектности по сопротивлению определялся как среднее арифметическое из трех значений, полученных при трех значениях тока.

Коэффициенты дефектности соединений были определены для соединений проводов М-120 и ПБСМ-95 с использованием медных втулок; соединений проводов А-185 с использованием алюминиевых втулок. Для переходных соединений провода М-120 и провода А-185 использовались, соответственно, алюминиевые и медные втулки.

Установлено, что температура перегрева полученных соединений существенно ниже температуры перегрева самих проводов вне соединения. Полученные коэффициенты дефектности электрического контакта изменялись от $K_R = 0,56$ и $K_\theta = 0,66$ – для соединения проводов ПБСМ95, до $K_R = 0,74$ и $K_\theta = 0,88$ – для переходного стыкового соединения проводов М120 и А185, что ниже значений, установленных для соединений многопроволочных проводов контактной сети электрифицированных железных дорог, выполненных методом опрессовки [7].

Для повышения качества соединения многопроволочных проводов, получаемых давлением импульсного магнитного поля разработано устройство [9], обеспечивающее, в процессе магнитно-импульсного прессования зажимов, предварительное уплотнение проволок провода и создание в них растягивающих напряжений. Это позволяет, после сборки соединения, создать в полученном соединении дополнительные остаточные напряжения сжатия, обеспечивающие высокое усилие срыва втулки и минимальное переходное электрическое сопротивление, а также высокую плотность в соединении, минимизирующую окисление контактных поверхностей.

Выводы. В результате проведенных исследований установлено:

1. Магнитно-импульсное прессование сопровождается частичным самоочищением и притиранием контактирующих поверхностей элементов электрического соединения в процессе формирования соединения. При высокоскоростном соударении и совместном деформировании соединяемых тел возникают большие сдвигающие напряжения и контактные давления. Окислы и грязь вытесняются в малые локальные зоны между проволоками, проволоками и втулкой, что приводит к контакту ювенильных поверхностей. При взаимном деформировании и смещении поверхностных объемов металлов проволок и соединительного элемента создается плотный физический контакт, обеспечивающий минимальное переходное электросопротивление. Это обеспечивает высокое качество электрического контакта в соединении.

2. При магнитно-импульсной сборке электрических соединений, вследствие высокой скорости деформации и действия больших инерционных сил, происходит локализация деформаций в зоне действия нагрузки. Проволоки в местах контакта друг с другом и с втулкой получают огранку, а стенка втулки практически не имеет утонения. Поэтому, в отличие от сборки соединений гидравлическими прессами, при магнитно-

импульсном обжиге практически не происходит ослабление сечения провода. При магнитно-импульсной сборке происходит компактирование проволок провода в соединении, плотность заполнения сечения приближается к 100 %, что обеспечивает высокую степень герметичности соединения. Это в значительной степени предотвращает окисление контактирующих поверхностей и повышение переходного сопротивления электрического соединения в процессе эксплуатации.

3. В результате обработки результатов тепловых и электрических испытаний установлено, что коэффициенты дефектности прессового соединения всех видов проводов по нагреву и электрическому сопротивлению значительно ниже единицы, что обеспечивает высокую эксплуатационную надежность электрических соединительных узлов многопроволочных проводов контактной сети, электрического транспорта и линий электропередачи, полученных магнитно-импульсным прессованием.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Галкин А.С., Митрофанов А.Н., Митрофанов С.А. Математическое моделирование и информационные технологии в задачах диагностики контактной сети электрифицированных железных дорог: монография. Екатеринбург: УрГУПС, 2012. 226 с.
2. Дмитриев В.В., Лифшиц Ю.Я., Розин В.И. Магнитно-импульсная обработка деталей электротехнического производства // Кузнечно-штамповочное производство. – 1984. – №7. – С. 8-9.
3. Курлаев Н.В., Гулидов А.И., Юдаев В.Б. Численное моделирование процесса сборки наконечников с электрожгутами давлением импульсного магнитного поля // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка металлов давлением. – 2001. – №8. – С. 38-42.
4. Kurlayev N., Gulidov A., Ryngach N., Mishukov A. Computer simulation of aircraft wires tips compression by pulse magnetic field // 5th Korea-Russia International Symposium on Science and Technology. Proceedings. KORUS 2001. – vol.1. – pp. 36-39 (Cat. No.01EX478). doi: 10.1109/korus.2001.975047.
5. Белый И.В., Фертик С.М., Хименко Л.Т. Справочник по магнитно-импульсной обработке металлов. – Харьков: Вища школа, 1977. – 189 с.
6. Фомин В.М., Гулидов А.И., Сапожников Г.А. Высокоскоростное взаимодействие тел. Новосибирск: Изд-во СО РАН, 1999. 600 с.
7. ГОСТ 12393-77: Арматура контактной сети для электрифицированных железных дорог. Общие технические условия. М.: Изд-во стандартов, 2004. 26 с.
8. Правила устройства и технической эксплуатации контактной сети электрифицированных железных дорог (ЦЭ-868). Департамент электрификации и электроснабжения Министерства путей сообщения Российской Федерации. М.: Трансиздат, 2002. 184с.
9. Патент на полезную модель № 53819 РФ. Устройство для соединения многопроволочных проводов / Самохвалов В.Н., Григорьев В.Л., Самохвалова Ж.В., 2006. Бюл. №15, заявка № 2005118586 от 15.08.2005.

REFERENCES

1. Galkin A.S., Mitrofanov A.N., Mitrofanov S.A. *Mathematical modeling and information technologies in diagnostics of the contact network of electrified*

- railways]. Ekaterinburg, Ural State University of Railway Transport Publ., 2012. 226 p. (Rus).
2. Dmitriev V.V., Lifshits Iu.Ia., Rozin V.I. Magnetic-pulse processing of electrical engineering parts. *Forging and Stamping Production*, 1984, no.7, pp. 8-9. (Rus).
 3. Kurlaev N.V., Gulidov A.I., Iudaev V.B. Numerical simulation of the process of assembly of the tips with electric clamps with the pressure of a pulsed magnetic field. *Forging and Stamping Production. Material Working by Pressure*, 2001, no.8, pp. 38-42. (Rus).
 4. Kurlayev N., Gulidov A., Ryngach N., Mishukov A. Computer simulation of aircraft wires tips compression by pulse magnetic field. *5th Korea-Russia International Symposium on Science and Technology. Proceedings. KORUS 2001*, vol., pp. 36-39 (Cat. No.01EX478). doi: 10.1109/korus.2001.975047.
 5. Belyj I.V., Fertik S.M., Khimenko L.T. *Spravochnik po magnitno-impul'snoj obrabotke metallov* [Directory of magnetic-pulse treatment of metals]. Kharkiv, Vishcha shkola Publ., 1977, 189 p. (Rus).
 6. Fomin V.M., Gulidov A.I., Sapozhnikov G.A. *Vysokoskorostnoe vzaimodeistvie tel* [High-speed interaction of bodies]. Novosibirsk, Siberian Branch Russian Academy of Sciences Publ., 1999. 600 p. (Rus).
 7. *GOST 12393-77. Armatura kontaktnoi seti dlia elektrifitsirovannykh zheleznykh dorog. Obshchie tekhnicheskie usloviia* [State Standard 12393-77. Armature of the contact network for electrified railways. General specifications]. Moscow, Standartinform Publ., 2004. 26 p. (Rus).
 8. *Pravila ustroistva i tekhnicheskoi ekspluatatsii kontaktnoi seti elektrifitsirovannykh zheleznykh dorog (TsE-868)* [Rules of the device and technical operation of the contact network of electrified railways]. Department of Electrification and Electricity of the Ministry of Railways of the Russian Federation. Moscow, Transizdat Publ., 2002. 184 p. (Rus).
 9. Samokhvalov V.N., Grigor'ev V.L., Samokhvalova Zh.V. *Ustroistvo dlia soedineniia mnogoprovolochnykh provodov* [Device for connecting stranded wires]. Patent Russian Federation, no. 53819, 2006. (Rus).

Поступила (received) 20.09.2018

Самохвалова Жанна Владимировна¹, к.т.н., доц.,
Самохвалов Владимир Николаевич², д.т.н., проф.,

¹ Самарский государственный университет путей сообщения,
443066, Россия, Самара, ул. Свободы, 2 В,
тел/phone +7 927 6568357, e-mail: zhanna_sam@mail.ru

² Самарский национальный исследовательский университет
им. акад. С.П. Королева,
443086, Россия, Самара, ул. Московское шоссе, д. 34,
тел/phone +7 927 6544210, e-mail: vn_samokhvalov@mail.ru

Zh.V. Samokhvalova¹, V.N. Samokhvalov²

¹ Samara State Transport University,
2V, Svobody Str., Samara, 443066, Russia.

² Samara National Research University,
34, Moskovskoye shosse, Samara, 443086, Russia.

Magnetic-pulse pressing of electrical connections for stranded wires.

Purpose. The research of the process peculiarities of magnetic-pulse fitting of electric stranded conductor joints, made of different materials, using couplings. Evaluation of loading optimal parameters, providing high operational reliability of electric connecting units. **Methodology.** In order to carry out simulation and research of the process of magnetic-pulse fitting of electric stranded conductor joints CRUG24 software package was used, which was developed to estimate impact interaction. Handling the problem was carried out numerically using finite differences. Metallographic study of collected cross-sectional cuts was performed with the use of optical microscope METAM JIB-71, equipped with digital-still camera, connected to the computer, which used image analysis system IMEGE Expert Pro3. The electrical tests of wire joints were carried out using the thermal bench from exposure to two factors: heating with rated current and expansion by operating load. **Results.** It was ascertained that magnetic-pulse pressing of electric joints was followed by partial self-purification and bedding component contacting surfaces of electric joints. Oxides and contaminating impurities were expelled into small localized zones between wires, between a wire and a coupling, which resulted in the contact of juvenile surfaces. Upon mutual deformation and displacement of metal wire surface capacity size and coupling tight mechanical contact was created, which provided minimal transient resistivity. The existence of residual compression stress provides the long-standing high-quality electric contact in joints. While using magnetic-pulse pressing of electric joints, due to high speed of deformation and impact of great inertial forces, deformation containment of connected components takes place in the zone of load action. The wires in contact with each other and with couplings generate faceting, but coupling sidewall hardly has any thinning. Filled density of cross-section is approximately 100 %. This fact provides a high degree of sealing capacity of joints, which to a wide extent prevents the oxidation of contacting surfaces and the rise of transient resistivity of electric joints in the operational process. As a result of processing of the results of thermal and electrical tests it was ascertained that pressed joint factors of defectiveness with all types of wires according to thermal impact and resistivity, are significantly lower than unity. **Practical value.** Magnetic-pulse pressing of unattended joints in electric stranded monometallic, bimetallic and composite conductors provides high operational reliability of connecting units and it may be used while mounting overhead system of railways, transmission lines and fitting connecting components of electrical transport electric circuits. References 9, figures 6.

Key words: magnetic-pulse assembly, connection of stranded wires, numerical simulation, electrical tests.

О.В. Шутенко, А.А. Загайнова, Г.Н. Сердюкова

АНАЛИЗ ВЛИЯНИЯ УСЛОВИЙ И РЕЖИМОВ ЭКСПЛУАТАЦИИ НА ТЕХНИЧЕСКОЕ СОСТОЯНИЕ ОСНОВНОЙ ИЗОЛЯЦИИ ВЫСОКОВОЛЬТНЫХ ВВОДОВ РАЗЛИЧНОЙ КОНСТРУКЦИИ

Метою статті є аналіз впливу умов, режимів експлуатації і конструкції високовольтних вводів на значення тангенса кута діелектричних втрат основної ізоляції конденсаторного типу високовольтних вводів. Для аналізу використовується модель двохфакторного перехресного дисперсійного аналізу, яка дозволяє одночасно виконати оцінку впливу двох чинників і оцінити ефект їх взаємодії. У використовуваній моделі передбачається неадитивність ефектів зміни рівнів факторів, тобто різниця математичних очікувань між будь-якими двома рівнями одного фактора не однакова при будь-яких рівнях іншого. Перевірка гіпотези про значущість впливу факторів і їх взаємодій виконується за допомогою критерію Фішера. Результати. Даний метод був реалізований у вигляді авторської програми «двохфакторний дисперсійний аналіз». В якості вихідних даних були використані результати періодичного контролю стану високовольтних вводів напругою 110, 220 і 330 кВ з ізоляцією різного типу. Використовуючи модель двохфакторного перехресного дисперсійного аналізу, встановлено, що на інтенсивність старіння основної ізоляції вводів впливають як умови експлуатації, так і особливості конструктивного виконання вводів. Нові положення, в порівнянні з відомими рішеннями, полягають у тому, що гранично допустимі значення діагностичних ознак високовольтних вводів слід нормувати з урахуванням таких факторів, як номінальна напруга, тип захисту і тип ізоляції, завантаження вводів і склад споживачів. Отримані результати можуть бути алгоритмічно реалізовані у вигляді окремого модуля інформаційно-аналітичної системи (ІАС) для діагностики стану високовольтного маслонаповненого обладнання. Бібл. 24, табл. 7, рис. 14.

Ключові слова: високовольтний ввід, ізоляція, двохфакторний перехресний дисперсійний аналіз, показники ізоляції, тангенс кута діелектричних втрат.

Целью статьи является анализ влияния условий, режимов эксплуатации и конструкции высоковольтных вводов на значения тангенса угла диэлектрических потерь основной изоляции конденсаторного типа высоковольтных вводов. Для анализа используется модель двухфакторного перекрестного дисперсионного анализа, которая позволяет одновременно выполнять оценку влияния двух факторов и оценить эффект их взаимодействия. В используемой модели предполагается неаддитивность эффектов изменения уровней факторов, т.е. разность математических ожиданий между любыми двумя уровнями одного фактора не одинакова при любых уровнях другого. Проверка гипотезы о значимости влияния факторов и их взаимодействий выполняется с помощью критерия Фишера. Данный метод был реализован в виде авторской программы «двухфакторный дисперсионный анализ». В качестве исходных данных были использованы результаты периодического контроля состояния высоковольтных вводов напряжением 110, 220 и 330 кВ с изоляцией разного типа. Используя модель двухфакторного перекрестного дисперсионного анализа, установлено, что на интенсивность старения основной изоляции вводов оказывают влияние как условия эксплуатации, так и особенности конструктивного исполнения вводов. Новые положения, по сравнению с известными решениями, состоят в том, что предельно допустимые значения диагностических признаков высоковольтных вводов следует нормировать с учетом таких факторов, как номинальное напряжение, тип защиты и тип изоляции, загрузка вводов и состав потребителей. Полученные результаты могут быть алгоритмически реализованы в виде отдельного модуля информационно-аналитической системы (ИАС) для диагностики состояния высоковольтного маслонаполненного оборудования. Библ. 24, табл. 7, рис. 14.

Ключевые слова: высоковольтный ввод, изоляция, двухфакторный перекрестный дисперсионный анализ, показатели изоляции, тангенс угла диэлектрических потерь.

Постановка проблемы. Решение о возможном состоянии высоковольтных вводов, при проведении периодических испытаний, принимается путем сравнения измеренных значений показателей изоляции с их предельно допустимыми значениями. Очевидно, что чем адекватней предельно допустимые значения показателей вводов будут отражать условия реальной эксплуатации вводов, тем выше будет достоверность решений, принимаемых с их использованием. В настоящее время, согласно [1], предельно допустимые значения показателей основной изоляции вводов (значения тангенсов угла диэлектрических потерь основной изоляции и изоляции измерительного конденсатора) нормируются только с учетом номинального напряжения и типа изоляции. Однако исследование законов распределения показателей изоляции вводов, выполненные в [2], показали, что даже для вводов одного класса напряжения с одинаковым типом изоляции, имеет место смещение математических ожиданий плотностей распределения показателей.

Это обусловлено влиянием эксплуатационных факторов, учет которых не регламентирован в [1]. Наличие подобного смещения свидетельствует о том, что оптимальные предельно допустимые значения показателей, полученные для массивов показателей с разными параметрами законов распределений, будут существенно отличаться. А это значит, что при определении предельно допустимых значений необходимо учитывать большее число факторов, чем регламентировано в [1]. В связи с этим, анализ факторов, влияющих на значения диагностических показателей высоковольтных вводов в процессе длительной эксплуатации, является актуальной и практически значимой задачей.

Анализ основных достижений и литературы. В настоящее время в открытых литературных источниках приведено значительное количество публикаций, посвященных повышению эксплуатационной надежности высоковольтных вводов. Так, например, в

работах [3-7] выполнен детальный анализ основных причин повреждаемости и наиболее характерных дефектов высоковольтных вводов. Показано, что для вводов с разным типом изоляции имеют место различные характерные дефекты. Согласно международным и национальным стандартам [1, 8, 9] при проведении периодических испытаний состояния изоляции высоковольтных вводов контролируются значения следующих показателей: тангенс угла диэлектрических потерь основной изоляции ($\operatorname{tg}\delta_1$), емкость основной изоляции (C_1), тангенс угла диэлектрических потерь изоляции измерительного конденсатора ($\operatorname{tg}\delta_2$), емкость измерительного конденсатора (C_2), и сопротивления изоляции вывода для измерения (R). В работах [10, 11] приведены примеры повреждения высоковольтных вводов с разным типом изоляции. Показано и обосновано, что наиболее информативным показателем как для вводов с бумажно-масляной, так и с RIP – изоляцией (*resin impregnated paper* – бумага, пропитанная смолой) является тангенс угла диэлектрических потерь основной изоляции. При этом контроль данного показателя целесообразно выполнять с использованием систем непрерывного контроля. Анализ влияния наиболее характерных дефектов высоковольтных вводов на значения тангенса угла диэлектрических потерь основной изоляции посвящено достаточное число публикаций [12-14]. В тоже время вопросы оценки факторов, влияющих на значения $\operatorname{tg}\delta_1$ исправных высоковольтных вводов в процессе длительной эксплуатации, освещены недостаточно. Так в [15] приведены результаты дисперсионного анализа эксплуатационных факторов на значения показателей вводов. Установлено, значимое влияние на значения показателей оказывают тип ввода и продолжительность эксплуатации. Однако приведенные исследования выполнялись на ограниченном объеме выборочных данных и не учитывали влияния загрузки вводов. Последнее обстоятельство и послужило основанием для выполнения данных исследований.

Цель статьи – анализ влияния условий, режимов эксплуатации и конструкции на техническое состояние основной изоляции высоковольтных вводов по результатам профилактических измерений тангенса угла диэлектрических потерь при частоте 50 Гц.

Методы исследования. В настоящее время для проведения факторного анализа разработаны и широко используются несколько моделей дисперсионного анализа [16, 17]. Следует отметить, что выбор той или иной модели анализа требует достаточно глубокого обоснования. Например, в [18] для формирования статистически однородных массивов концентраций газов была использована модель однофакторного дисперсионного анализа. Данный подход позволяет выполнять дисперсионное разложение при неодинаковом количестве измерений в ячейках, но требует строгой фиксации всех факторов, кроме варьируемого фактора, на строго определенных уровнях, что не всегда возможно при работе с эксплуатационными данными. Использование моделей, основанных на латинских квадратах [19], позволяет одновременно проверить влияние нескольких факторов, но не позволяет

оценить эффекты взаимодействия между ними. В таких условиях наиболее оптимальным, по мнению авторов, является использование модели двухфакторного перекрестного анализа [15, 20, 21], который позволяет одновременно выполнить оценку влияния двух факторов и оценить эффект их взаимодействия.

Учитывая предполагаемую неаддитивность эффектов изменения уровней факторов (т.е. разность математических ожиданий между любыми двумя уровнями одного фактора не одинакова при любых уровнях другого), модель компонент дисперсии может быть представлена в виде [22]:

$$y_{ijr} = \mu + \rho_i + \gamma_j + (\rho\gamma)_{ij} + \varepsilon_{ijr}, \quad (1)$$

где y_{ijr} – значение показателя изоляции; μ – общее среднее; ρ_i – среднее отклонение относительно μ для i -го уровня первого фактора; γ_j – среднее отклонение относительно μ для j -го уровня второго фактора; $(\rho\gamma)_{ij}$ – составляющая, характеризующая взаимодействие между факторами; ε_{ijr} – остаточная случайная величина; i – уровень первого фактора; j – уровень второго фактора; порядок появления одного из m_{ij} наблюдений для сочетания i -го уровня первого с j -м уровнем второго фактора.

Известно [22], что выражение для полной суммы квадратов отклонений от общего среднего для модели (1) имеет вид:

$$\begin{aligned} \sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^k \sum_{r=1}^m (\bar{y}_{ij} - \bar{y})^2 &= k \cdot m \cdot \sum_{i=1}^n (\bar{y}_i - \bar{y})^2 + \\ &+ n \cdot m \cdot \sum_{j=1}^k (\bar{y}_j - \bar{y})^2 + m \cdot \sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^k (\bar{y}_{ij} - \bar{y}_i - \bar{y}_j + \bar{y})^2 + \\ &+ \sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^k \sum_{r=1}^m (\bar{y}_{ijr} - \bar{y}_{ij})^2; \end{aligned} \quad (2)$$

$$\text{или} \quad Q_{tot} = Q_A + Q_B + Q_{AB} + Q_\varepsilon, \quad (3)$$

где $Q_{tot} = \sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^k \sum_{r=1}^m (\bar{y}_{ij} - \bar{y})^2$ – полная сумма квадратов отклонений от общего среднего;

$Q_A = k \cdot m \cdot \sum_{i=1}^n (\bar{y}_i - \bar{y})^2$ – сумма квадратов отклонений, характеризующая рассеяние средних по строкам относительно общего среднего;

$Q_B = n \cdot m \cdot \sum_{j=1}^k (\bar{y}_j - \bar{y})^2$ – сумма квадратов отклонений от общего среднего между столбцами, характеризующая рассеяние средних по столбцам;

$Q_{AB} = m \cdot \sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^k (\bar{y}_{ij} - \bar{y}_i - \bar{y}_j + \bar{y})^2$ – сумма квадратов отклонений, характеризующая эффект взаимного влияния;

$Q_\varepsilon = \sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^k \sum_{r=1}^m (\bar{y}_{ijr} - \bar{y}_{ij})^2$ – сумма квадратов отклонений внутри серии, характеризующая рассеяние отдельных наблюдений в серии относительно среднего серии, обусловленное влиянием только случайных величин.

Проверка гипотезы о значимости влияния факторов и их взаимодействий осуществлялись с помощью критерия Фишера. Для этого сначала были найдены оценки средних квадратов.

Общая:

$$\bar{Q}_{tot}^2 = \frac{Q_{tot}}{n \cdot k \cdot m - 1} = \sigma_{\varepsilon}^2 + \sigma_A^2 + \sigma_B^2 + \sigma_{AB}^2; \quad (4)$$

межстрочная:

$$\bar{Q}_A^2 = \frac{Q_A}{n-1} = \sigma_{\varepsilon}^2 + k \cdot m \cdot \sigma_A^2 + m \cdot \sigma_{AB}^2; \quad (5)$$

между столбцами:

$$\bar{Q}_B^2 = \frac{Q_B}{k-1} = \sigma_{\varepsilon}^2 + n \cdot m \cdot \sigma_B^2 + m \cdot \sigma_{AB}^2; \quad (6)$$

взаимодействия:

$$\bar{Q}_{AB}^2 = \frac{Q_{AB}}{(n-1) \cdot (k-1)} = \sigma_{\varepsilon}^2 + m \cdot \sigma_{AB}^2; \quad (7)$$

остаточная:

$$\bar{Q}_{\varepsilon}^2 = \frac{Q_{\varepsilon}}{n \cdot k \cdot (m-1)} = \sigma_{\varepsilon}^2. \quad (8)$$

Значения F -критериев вычислялись как отношения соответствующих средних квадратов к остаточному среднему квадрату:

$$F_A = \frac{\bar{Q}_A^2}{\bar{Q}_{\varepsilon}^2}, \quad F_B = \frac{\bar{Q}_B^2}{\bar{Q}_{\varepsilon}^2}, \quad F_{AB} = \frac{\bar{Q}_{AB}^2}{\bar{Q}_{\varepsilon}^2}. \quad (9)$$

Гипотеза об отсутствии влияния фактора или эффекта взаимодействия не отвергалась, если расчетное значение F -критерия не превышало критического значения, при соответствующих значениях числа степеней свободы и уровне значимости $\alpha=0,05$. Данный метод был реализован в виде авторской программы «DDA» (Двухфакторный Дисперсионный Анализ), описание которой приведено в [23].

В качестве исходных данных были использованы результаты периодического контроля состояния высоковольтных вводов напряжением 110, 220 и 330 кВ, с изоляцией разного типа, которые эксплуатируются в Харьковской, Полтавской и Луганской областях Украины. В качестве отклика анализировались значения тангенса угла диэлектрических потерь основной изоляции высоковольтных вводов.

Результаты численного моделирования. Ниже приведены результаты проверки влияния различных факторов.

Анализ значимости различий значений $\text{tg}\delta_1$ высоковольтных вводов, которые эксплуатируются с разными значениями тока нагрузки. Рабочая температура изоляции является одним из основных факторов, определяющих интенсивность ее старения [24]. В [20] показано, что интенсивность старения трансформаторных масел во многом зависит от загрузки трансформаторов. В высоковольтных вводах значения рабочей температуры во многом определяется как значением рабочего тока (тока нагрузки), так и температурой окружающей среды. Для нивелирования влияния температуры окружающей среды и других факторов, при оценке влияния загрузки вводов, были использованы результаты периодических испытания для высоко-

вольтных вводов напряжением 110 кВ герметичной конструкции с бумажно-масляной изоляцией типа ГБМТ-110/630 У1, которые введены в эксплуатацию в 80-ые годы и эксплуатируются в Харьковской области. Объем выборки составил 144 значений: 3 столбца, объемы выборочных значений по ячейкам равно 6, ячеек – 24. В качестве первого фактора рассматривалась загрузка трансформатора (kz), для которого выделено три уровня варьирования: до 25 %, 25-50 % и свыше 50 %. В качестве второго фактора анализировалось влияние длительности эксплуатации. Рассматривался интервал времени от 0 (момент ввода в эксплуатацию) до 21 года. Результаты испытаний, по фактору длительность эксплуатации (по строкам), были разбиты на 7 уровней, с шагом 3 года. Динамика изменения $\text{tg}\delta_1$ основной изоляции высоковольтных вводов с разным значением коэффициента загрузки kz в процессе эксплуатации приведена на рис. 1.

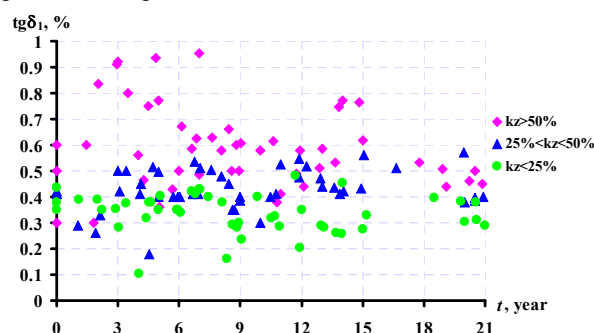


Рис. 1. Динамика изменения $\text{tg}\delta_1$ основной изоляции высоковольтных вводов с разным значением коэффициента загрузки kz в процессе эксплуатации

В качестве основной гипотезы принималось предположение об отсутствии значимого влияния данных факторов. Распределение средних значений тангенса угла диэлектрических потерь основной изоляции высоковольтных вводов, по уровням воздействующих факторов отражено на рис. 2. Результаты дисперсионного разложения приведены в табл. 1. Как видно из табл. 1, гипотеза об отсутствии влияния длительности эксплуатации на значения тангенса угла диэлектрических потерь основной изоляции вводов была отвергнута ($F_A > F_{cr}$). Это значит, что значения $\text{tg}\delta_1$ изменяются с течением длительности эксплуатации. Гипотеза об отсутствии влияния тока нагрузки на значения тангенса угла диэлектрических потерь изоляции вводов также была отвергнута ($F_B > F_{cr}$). Это свидетельствует о наличии значимых различий в значениях $\text{tg}\delta_1$ исправных высоковольтных вводов, которые эксплуатируются с разным значением загрузки.

Достаточно интересным является тот факт, что по результатам анализа установлено взаимное влияние длительности эксплуатации и загрузки на значения тангенса угла диэлектрических потерь ($F_{AB} > F_{cr}$). Это свидетельствует о том, что эффекты изменения уровней факторов неаддитивны, т.е. эффект от изменения уровня воздействия одного фактора приводит к изменению эффекта от уровня воздействия другого. Другими словами, процесс старения носит кумулятивный характер, т.е. близкие значения $\text{tg}\delta_1$, могут быть получены при высоких нагрузках на относительно коротком

промежутке эксплуатации, или при более низких нагрузках, но за более длительный период эксплуатации.

Таблица 1

Результаты проверки влияния загрузки вводов и продолжительности эксплуатации на значения $\operatorname{tg} \delta_1$

Суммы дисперсионного разложения		Число степеней свободы		F-критерий		
				F	расчетный	критический
Q_{tot}	4.04	v_{tot}	143			
Q_A	0.20	v_A	7	F_A	3.090	2.408
Q_B	1.54	v_B	2	F_B	81.92	3.804
Q_{AB}	0.45	v_{AB}	14	F_{AB}	3.416	1.981
Q_ε	1.13	v_ε	120	—	—	—

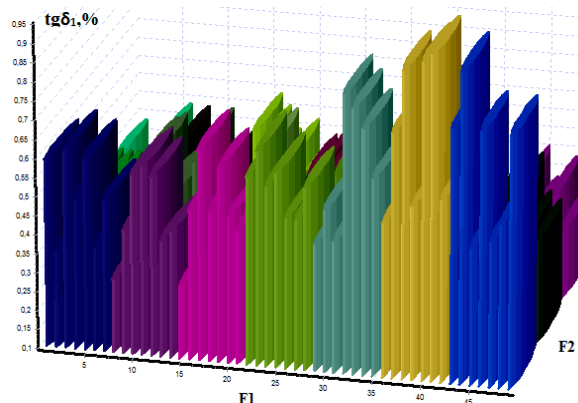


Рис. 2. Распределение средних значений $\operatorname{tg} \delta_1$ основной изоляции в зависимости от продолжительности эксплуатации (фактор F1) и тока загрузки (фактор F2) высоковольтных вводов. Значимое влияние фактора загрузки было подтверждено и для вводов классом напряжения 220 и 330 кВ с разным типом изоляции

Анализ значимости различий значений $\operatorname{tg} \delta_1$ в исправных высоковольтных вводах, с разным типом изоляции. Действующим в Украине нормативным документом [1] регламентируется нормирование значений диагностических показателей в зависимости от типа изоляции вводов (бумажно-масляная, маслобарьерная, бумажно-бакелитовая изоляция ввода с мастичным заполнением, твердая изоляция ввода с масляным заполнением и т.д.).

Для проверки предполагаемого влияния типа изоляции ввода на значения диагностических показателей был выполнен двухфакторный дисперсионный анализ значений тангенса угла диэлектрических потерь основной изоляции для вводов с бумажно-масляной изоляцией, типа ГМТА 110 кВ и вводов типа ГТТА 110 кВ (остов изготавливается намоткой на трубу кабельной крепированной бумагой и пропитывается эпоксидным компаундом).

Анализируемые вводы введены в эксплуатацию в середине 80-х годов и эксплуатируются в Харьковской области. Средняя нагрузка этих вводов составила 25-50 % от значения номинального тока. Как и в предыдущем случае, в качестве второго фактора анализировалось влияние длительности эксплуатации, рассматривался интервал времени от 0 (момент ввода в эксплуатацию) до 24 лет. Результаты испытаний, по фактору длительность эксплуатации (по строкам), были разбиты на 6 уровней, с шагом 4 года. Объем проанализированной выборки составил 156 значений:

6 строк, 2 столбца, по 13 значений в ячейке. Динамика изменения $\operatorname{tg} \delta_1$ в процессе эксплуатации для вводов с изоляцией разного типа приведена на рис. 3.

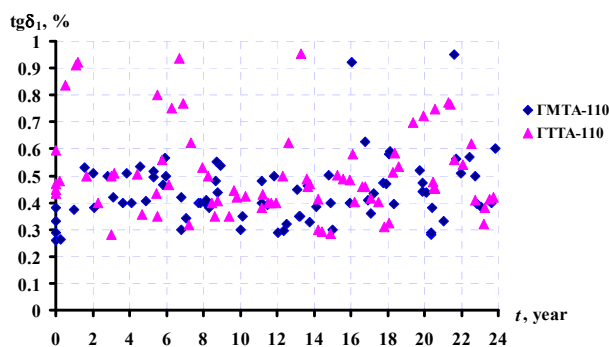


Рис. 3. Динамика изменения $\operatorname{tg} \delta_1$ в процессе эксплуатации для вводов с изоляцией разного типа

Результаты дисперсионного разложения приведены в табл. 2. В качестве основной гипотезы принималось предположение об отсутствии значимого влияния данных факторов. Распределение средних значений тангенса угла диэлектрических потерь основной изоляции высоковольтных вводов по уровням воздействующих факторов отражено на рис. 4. Как видно из табл. 2, расчетное значение критерия F_A не превышает критическое а, следовательно, для анализируемых данных изменение значений $\operatorname{tg} \delta_1$ в процессе эксплуатации является статистически не значимым. В тоже время имеет место значимое различие в значениях $\operatorname{tg} \delta_1$ во вводах с изоляцией разного типа ($F_B > F_{cr}$). При этом дисперсионный анализ не позволил выявить значимых различий в значениях $\operatorname{tg} \delta_1$, обусловленных взаимным влиянием продолжительности эксплуатации и типом изоляции.

Таблица 2

Результаты проверки влияния типа изоляции вводов и продолжительности эксплуатации на значения $\operatorname{tg} \delta_1$

Суммы дисперсионного разложения		Число степеней свободы		F-критерий		
				F	расчетный	критический
Q_{tot}	3.31	v_{tot}	155			
Q_A	0.13	v_A	5	F_A	1.34	2.56
Q_B	0.17	v_B	1	F_B	8.97	5.02
Q_{AB}	0.16	v_{AB}	5	F_{AB}	1.65	2.56
Q_ε	2.84	v_ε	144	—	—	—

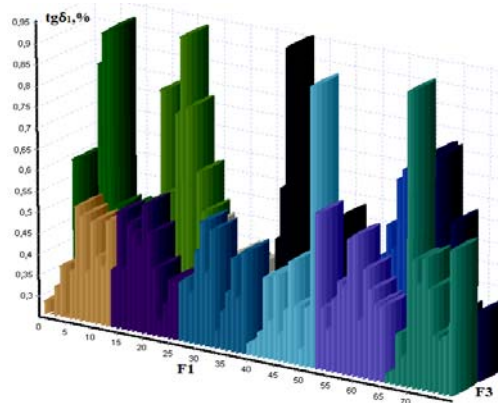


Рис. 4. Распределение средних значений $\operatorname{tg} \delta_1$ основной изоляции вводов в зависимости от продолжительности эксплуатации (фактор F1) и типа изоляции (фактор F3)

Результаты проверки влияния продолжительности эксплуатации и типа ввода и на значения $\operatorname{tg} \delta_1$

Суммы дисперсионного разложения	Число степеней свободы	F-критерий				
		F	расчетный	критический		
Q_{tot}	10,89	ν_{tot}	119	—	—	—
Q_A	0.76	ν_A	5	F_A	1.715	2.69
Q_B	0.002	ν_B	1	F_B	0.023	5.17
Q_{AB}	0.43	ν_{AB}	5	F_{AB}	0.962	2.69
Q_c	9.68	ν_c	108	—	—	—

Как видно из табл. 3, для анализируемых данных изменение значений $\operatorname{tg} \delta_1$ во времени является статистически не значимым ($F_A < F_{cr}$). Также не выявлено значимых различий в значениях $\operatorname{tg} \delta_1$ для высоковольтных вводов разного типа ($F_B < F_{cr}$). Кроме того, различия в значениях $\operatorname{tg} \delta_1$, которые обусловлены взаимным влиянием типов вводов и продолжительности эксплуатации, не являются статистически значимыми ($F_{AB} < F_{cr}$).

Следует отметить, что аналогичные результаты получены для вводов типа ГТБТУ-110, ГТТБ-110 и ГТТА-110.

Анализ значимости различий значений $\operatorname{tg} \delta_1$ в исправных высоковольтных вводах с разным типом защиты вводов. Помимо загрузки вводов, определяющих рабочую температуру изоляции, существенное влияние на интенсивность процессов старения изоляции оказывает содержание химически агрессивных сред (влага, атмосферный кислород). Очевидно, что степень влияния химически агрессивных сред на интенсивность старения изоляции во многом будет зависеть от типа защиты изоляции вводов (герметичные или негерметичные). Для оценки влияния типа защиты проведен дисперсионный анализ значений тангенса угла диэлектрических потерь основной изоляции для вводов герметичного исполнения типа ГБМТ и вводов негерметичного исполнения типа БМТ номинальным напряжением 110 кВ. Данные вводы введены в эксплуатацию в конце 70-х годов и эксплуатируются в Харьковской области. Среднее значение токов загрузки на анализируемом промежутке времени (до 20 лет) превышало 50 % от значения номинального тока вводов. Объем выборки составил 200 значений: 10 строк, 2 столбца, 10 измерений в ячейке. Динамика изменения тангенса угла диэлектрических потерь высоковольтных вводов негерметичной и герметичной конструкции в процессе эксплуатации отражена на рис. 7.

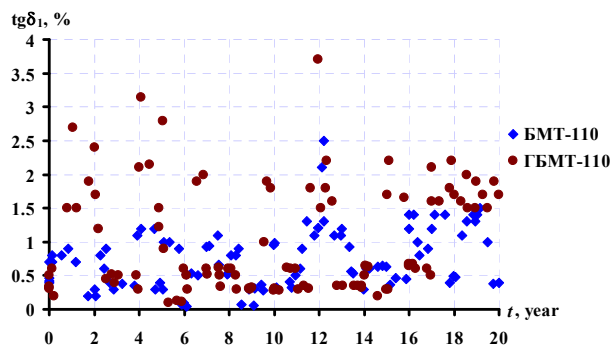


Рис. 7. Динамика изменения тангенса угла диэлектрических потерь высоковольтных вводов негерметичной и герметичной конструкции в процессе эксплуатации

Анализ значимости различий значений $\operatorname{tg} \delta_1$ в исправных высоковольтных вводах разного типа. Поскольку в результате анализа выявлено значимое влияние типа изоляции высоковольтных вводов на значения $\operatorname{tg} \delta_1$, то логично было бы проверить, оказывает ли аналогичное влияние тип вводов.

Для проверки гипотезы о влиянии типа ввода были проанализированы значения тангенса угла диэлектрических потерь для герметичных вводов с бумажно-масляной изоляцией двух типов: ГМТА и ГБМТУ.

В качестве второго фактора анализировалось влияние продолжительности эксплуатации вводов. Как и в предыдущем случае анализировались значения $\operatorname{tg} \delta_1$ на интервале эксплуатации до 24 лет, с шагом 4 года.

Анализируемые вводы эксплуатируются в Харьковской области, и были введены в эксплуатацию в 80-х годах. Средняя загрузка высоковольтных вводов превышала 50 %. Общий объем выборки составил 120 значений: 6 строк, 2 столбца, 10 значений в ячейке.

На рис. 5 приведена зависимость $\operatorname{tg} \delta_1$ от длительности эксплуатации для вводов разного типа.

В качестве основной гипотезы принималось предположение об отсутствии значимого влияния данных факторов. Распределение средних значений тангенса угла диэлектрических потерь основной изоляции высоковольтных вводов по уровням воздействующих факторов отражено на рис. 6.

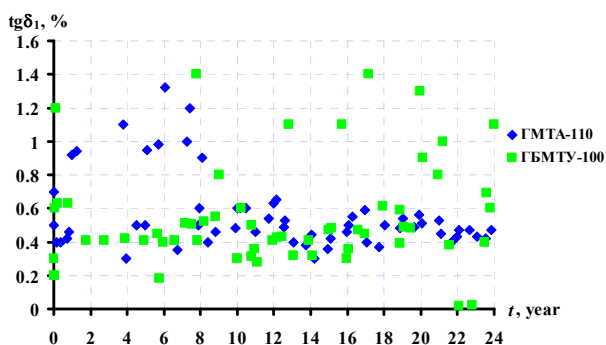


Рис. 5. Динамика изменения $\operatorname{tg} \delta_1$ от продолжительности эксплуатации для вводов разного типа

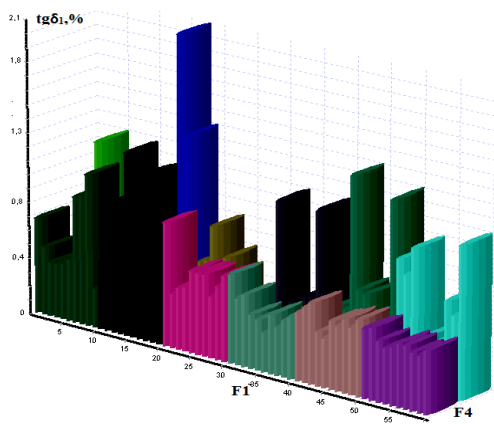


Рис. 6. Распределение средних значений $\operatorname{tg} \delta_1$ основной изоляции в зависимости от продолжительности эксплуатации (фактор F1) и типа (фактор F4) высоковольтных вводов

Результаты дисперсионного разложения приведены в табл. 3.

Распределение средних значений тангенса угла диэлектрических потерь основной изоляции высоковольтных вводов по уровням воздействующих факторов отражено на рис. 8. В качестве основной гипотезы принималось предположение об отсутствии значимого влияния данных факторов. Результаты дисперсионного разложения приведены в табл. 4. Как видно из табл. 4, для данной выборки расчетное значение критерия F_A превышает критическое значение, а, следовательно, изменения значений $\text{tg}\delta_1$ во времени являются статистически значимыми. Кроме того, выявлены существенные различия в значениях $\text{tg}\delta_1$ для вводов герметичной и негерметичной конструкции ($F_B > F_{cr}$). В то же время, в отличие от вводов с разным значением коэффициента загрузки, для вводов с разным типом защиты отсутствуют значимые различия в значениях $\text{tg}\delta_1$, которые обусловлены взаимным влиянием типа защиты ввода и длительности эксплуатации ($F_{AB} < F_{cr}$).

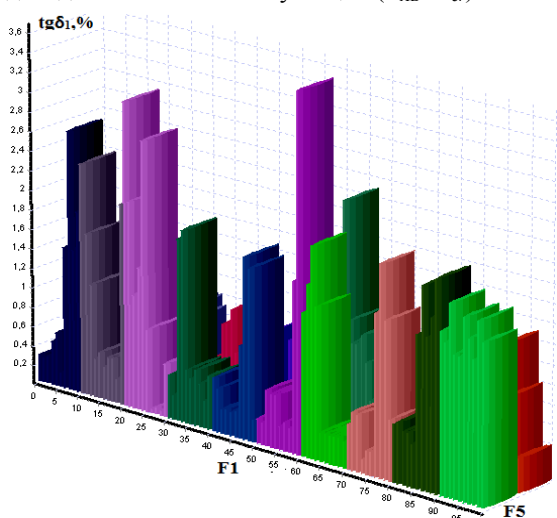


Рис. 8. Распределение средних значений $\text{tg}\delta_1$ основной изоляции в зависимости от продолжительности эксплуатации (фактор F1) и типа защиты (фактор F5) высоковольтных вводов

Таблица 4

Результаты проверки влияния продолжительности эксплуатации и типа защиты вводов на значения $\text{tg}\delta_1$

Суммы дисперсионного разложения		Число степеней свободы		F -критерий		
				F	расчетный	критический
Q_{tot}	86.3	v_{tot}	199	F_A	2.706	2.11
Q_A	9.42	v_A	9	F_B	10.77	5.02
Q_B	4.16	v_B	1	F_{AB}	0.917	2.11
Q_{AB}	3.19	v_{AB}	9			
Q_ε	69.5	v_ε	180			

Анализ значимости различий значений $\text{tg}\delta_1$ в исправных высоковольтных вводах, установленных на разных фазах трансформаторов. Как правило, электрические сети работают в симметричном режиме, т.е. значения тока загрузки в разных фазах должны совпадать а, следовательно, и значения диагностических признаков в исправных, нормально работающих вводах не должны существенно отличаться. В то же время при возникновении дефекта в одном из вводов значения диагностических признаков отлича-

ются, что позволяет обнаружить дефект. На этом основан неравновесно-компенсационный метод непрерывного контроля состояния изоляции вводов [24].

Для проверки гипотезы о влиянии фазы на значения показателей были проанализированы значения $\text{tg}\delta_1$ высоковольтных вводов герметичной конструкции, напряжением 110 кВ типа ГМТА. Данные вводы были введены в эксплуатацию в начале 90-х годов. Объем выборки составил 150 значений: 10 строк, 3 столбца, 5 измерений в ячейке. Шаг разбиения по фактору длительность эксплуатации составил 2 года.

Динамика изменения $\text{tg}\delta_1$ в процессе эксплуатации высоковольтных вводов герметичной конструкции, установленных на разных фазах трансформаторов, отражена на рис. 9.

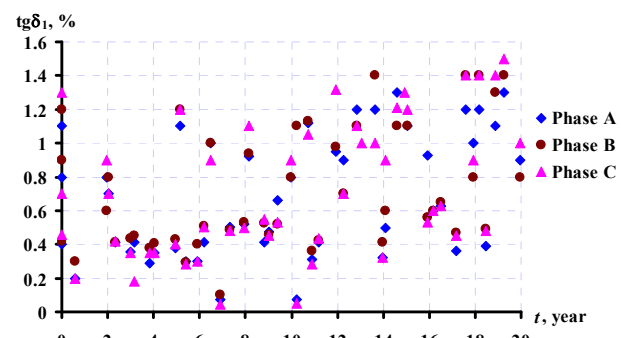


Рис. 9. Динамика изменения $\text{tg}\delta_1$ в процессе эксплуатации высоковольтных вводов герметичной конструкции, установленных на разных фазах трансформаторов

Распределение средних значений тангенса угла диэлектрических потерь основной изоляции высоковольтных вводов по уровням воздействующих факторов отражено на рис. 10.

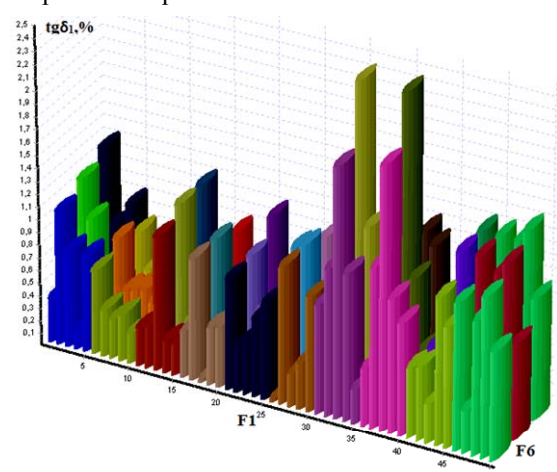


Рис. 10. Распределение средних значений $\text{tg}\delta_1$ основной изоляции в зависимости от продолжительности эксплуатации (фактор F1) и фазы (фактор F6) высоковольтных вводов

В качестве основной гипотезы принималось предположение об отсутствии значимого влияния данных факторов.

Результаты дисперсионного разложения приведены в табл. 5. Как видно из табл. 5, расчетное значение критерия F_A превышает критическое значение, а следовательно, изменения значений $\text{tg}\delta_1$ во времени для данной выборки являются статистически значимыми.

В тоже время отсутствуют значимые различия значений $\operatorname{tg} \delta_1$ для высоковольтных вводов, установленных на разных фазах трансформаторов ($F_B < F_{cr}$). Также не выявлено значимых различий в значениях $\operatorname{tg} \delta_1$, обусловленных взаимным влиянием фазы ввода и длительности эксплуатации ($F_{AB} < F_{cr}$).

Таблица 5

Результаты проверки влияния продолжительности эксплуатации и номера фазы вводов на значения $\operatorname{tg} \delta_1$

Суммы дисперсионного разложения		Число степеней свободы		F-критерий		
				F	расчетный	критический
Q_{tot}	29,6	v_{tot}	149	F_A	5.59	2.22
Q_A	8.54	v_A	9	F_B	0.43	3.68
Q_B	0.14	v_B	2	F_{AB}	0.20	1.87
Q_{AB}	0.63	v_{AB}	18			
Q_ε	20.3	v_ε	120	–	–	–

Следует отметить, что аналогичные результаты получены и для вводов типа ГТБТУ-110, ГТТА-110, а также для вводов класса напряжения 220 и 330 кВ.

Анализ значимости различий значений $\operatorname{tg} \delta_1$ в исправных высоковольтных вводах с разным классом номинального напряжения. Действующим в Украине нормативным документом [1] предусмотрено нормирование значений диагностических признаков в зависимости от номинального напряжения вводов, что предполагает наличие существенных различий в значениях одного и того же признака для вводов разного класса напряжения. Для проверки наличия таких отличий был выполнен дисперсионный анализ значений $\operatorname{tg} \delta_1$ для вводов с бумажно-масляной изоляцией герметичной конструкции номинальным напряжением 110, 220 и 330 кВ. Данные вводы были введены в эксплуатацию в начале 90-х годов и эксплуатируются с нагрузкой выше 50 % от номинального значения тока. Объем выборочных значений составил 108 значений: 3 столбца, 6 строк, по 6 измерений в ячейке. Шаг разбиения по фактору длительность эксплуатации (по строкам) составил 4 года на интервале наблюдений до 24 лет. Динамика изменения тангенса угла диэлектрических потерь вводов герметичной конструкции класса напряжения 110, 220 и 330 кВ в процессе эксплуатации приведена на рис. 11.

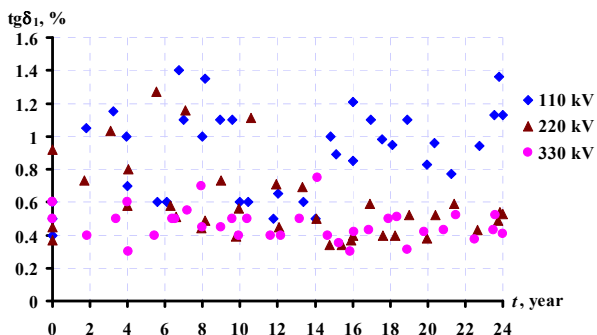


Рис. 11. Динамика изменения тангенса угла диэлектрических потерь вводов герметичной конструкции класса напряжения 110, 220 и 330 кВ в процессе эксплуатации

Распределение средних значений тангенса угла диэлектрических потерь основной изоляции высоковольтных вводов, по уровням воздействующих факторов отражено на рис. 12.

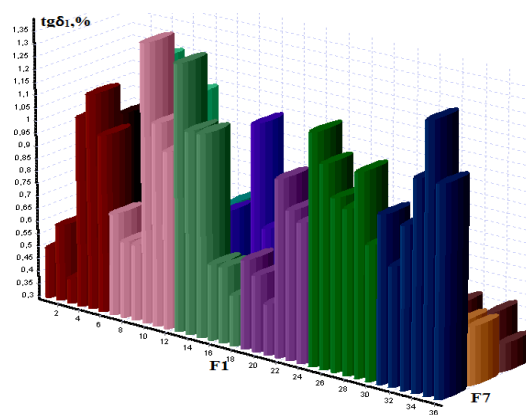


Рис. 12. Распределение средних значений тангенса угла диэлектрических потерь основной изоляции высоковольтных вводов в зависимости от продолжительности эксплуатации (фактор F1) и класса напряжения (фактор F7) высоковольтных вводов

В качестве основной гипотезы принималось предположение об отсутствии значимого влияния данных факторов. Результаты дисперсионного разложения приведены в табл. 6.

Таблица 6

Результаты проверки влияния продолжительности эксплуатации и номинального напряжения вводов на значения $\operatorname{tg} \delta_1$

Суммы дисперсионного разложения		Число степеней свободы		F-критерий		
				F	расчетный	критический
Q_{tot}	8,48	v_{tot}	107	F_A	1.45	2.730
Q_A	0.31	v_A	5	F_B	41.0	3.865
Q_B	3.52	v_B	2	F_{AB}	1.83	2.213
Q_{AB}	0.78	v_{AB}	10			
Q_ε	3.86	v_ε	90	–	–	–

Как видно из табл. 6, выполненный анализ выявил существенные различия в значениях тангенса угла диэлектрических потерь основной изоляции вводов разного класса напряжения ($F_B > F_{cr}$).

Но при этом значимое изменение во времени значений $\operatorname{tg} \delta_1$ для данной выборки не установлено ($F_A < F_{cr}$). Также отсутствует значимое различие в значениях $\operatorname{tg} \delta_1$, которое обусловлено взаимным влиянием номинального напряжения вводов и длительности их эксплуатации ($F_{AB} < F_{cr}$).

Анализ значимости различий значений $\operatorname{tg} \delta_1$ в исправных высоковольтных вводах, которые эксплуатируются в разных регионах Украины. В некоторых работах, например, [18] приведены результаты, указывающие о наличии значимого влияния региона, в котором эксплуатируется оборудование на значения диагностических признаков. Такое влияние может быть обусловлено как различными климатическими условиями, так и разным составом потребителя и, как следствие, различиями в плотности суточных графиков нагрузки.

Для проверки влияния региона Украины на изменение значений диагностических признаков высоковольтных вводов был выполнен анализ значений $\operatorname{tg} \delta_1$ для вводов напряжением 110 кВ негерметичного исполнения типа БМТ-110, которые эксплуатируются в Харьковской, Луганской и Полтавской областях Украины.

Учитывая, что вводы находятся приблизительно в одной климатической зоне, основным фактором,

влияющим на возможные различия в значениях тангенса угла диэлектрических потерь изоляции вводов, будет являться состав потребителей, и как следствие, разная плотность суточных графиков нагрузки. Анализируемые вводы были введены в эксплуатацию в конце 70-х годов и эксплуатировались с нагрузкой выше 50 % от номинального значения. Объем выборочных значений составил 108 значений: 3 столбца, 6 строк, по 6 измерений в ячейке. Шаг разбиения по фактору длительность эксплуатации (по строкам) составил 4 года на интервале наблюдений до 24 лет. Динамика изменения тангенса угла диэлектрических потерь высоковольтных вводов из разных регионов Украины в процессе эксплуатации приведена на рис. 13.

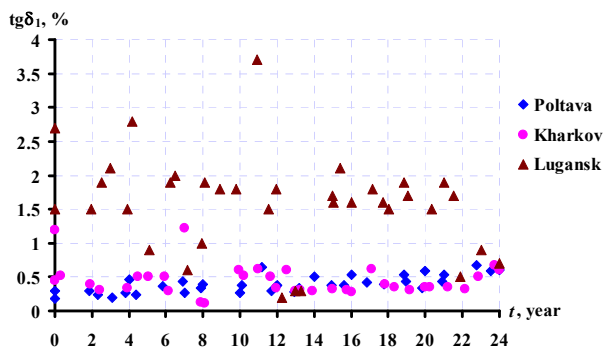


Рис. 13. Динамика изменения тангенса угла диэлектрических потерь высоковольтных вводов из разных регионов Украины в процессе эксплуатации

Распределение средних значений тангенса угла диэлектрических потерь основной изоляции высоковольтных вводов по уровням воздействующих факторов отражено на рис. 14.

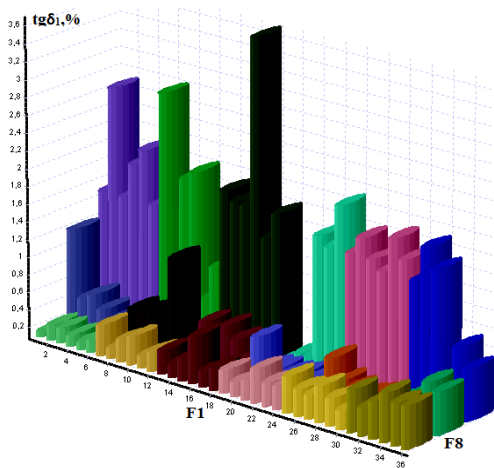


Рис. 14. Распределение средних значений тангенса угла диэлектрических потерь основной изоляции в зависимости от продолжительности эксплуатации (фактор F1) высоковольтных вводов и региона Украины (фактор F8)

В качестве основной гипотезы принималось предположение об отсутствии значимого влияния данных факторов. Результаты дисперсионного разложения приведены в табл. 7. Как видно из табл. 7, для данной выборки значимое изменение значений $\text{tg}\delta_1$ в процессе эксплуатации не установлено ($F_A < F_{cr}$). Но при этом выявлены значимые различия в значениях $\text{tg}\delta_1$ для вводов, которые эксплуатируются в разных регионах Украины ($F_B > F_{cr}$). Как и в предыдущих слу-

чаях, отсутствуют значимые различия в значениях $\text{tg}\delta_1$, обусловленных взаимным влиянием региона Украины, в котором эксплуатируются вводы, и длительностью их эксплуатации ($F_{AB} < F_{cr}$). Вывод о значимом влиянии плотности суточного графика нагрузки на интенсивность старения основной изоляции вводов был подтвержден и для вводов герметичной конструкции типа ГМТА -110.

Таблица 7

Результаты проверки влияния на значения $\text{tg}\delta_1$ продолжительности эксплуатации и региона Украины

Суммы дисперсионного разложения		Число степеней свободы		F-критерий		
				F	расчетный	критический
Q_{tot}	51.90	v_{tot}	107			
Q_A	1.54	v_A	5	F_A	1.81	2.73
Q_B	31.39	v_B	2	F_B	92.5	3.86
Q_{AB}	15.26	v_{AB}	10	F_{AB}	2.18	2.21
Q_ε	0.00	v_ε	90	—	—	—

В результате выполненного анализа установлено, что на интенсивность старения основной изоляции вводов оказывают значимое влияние как условия эксплуатации (значение тока нагрузки вводов и состав потребителя), так и особенности конструктивного исполнения вводов: значение номинального напряжения, тип изоляции и тип защиты вводов. Часть из этих факторов, а именно номинальное напряжение и тип изоляции, учитываются в действующем в Украине [1] нормативном документе при нормировании предельно-допустимых значений показателей. В то же время такие факторы как значение тока загрузки, состав потребителя и тип защиты не учитываются при нормировании предельно допустимых значений показателей.

Полученные выше результаты не позволяют однозначно оценить наличие либо отсутствие влияния продолжительности эксплуатации на значения $\text{tg}\delta_1$. Из семи приведенных примеров гипотеза об отсутствии влияния продолжительности эксплуатации на значения $\text{tg}\delta_1$ была отвергнута только в трёх случаях. Здесь следует отметить, что подобные расхождения выявлены только для фактора продолжительность эксплуатации. Для других факторов при проверке гипотезы об отсутствии их влияния, полученные результаты идентичны для разных выборок. Выявленные различия могут быть обусловлены как отсутствием влияния длительности эксплуатации на значения диагностических признаков для исправных вводов, так и немонокотным характером изменения значений $\text{tg}\delta_1$ во времени. Решение о значимости влияния продолжительности эксплуатации на значения диагностических признаков высоковольтных вводов можно будет принять после проведения дополнительных исследований, в частности дисперсионного анализа линейных моделей диагностических признаков на длительность эксплуатации.

Выводы.

1. Предельно допустимые значения диагностических признаков высоковольтных вводов следует нормировать с учетом таких факторов как номинальное напряжение, тип защиты и тип изоляции, загрузка вводов и состав потребителей. Поскольку на основании выполненного анализа установлено, что эти фак-

торы оказывают значимое влияние на значения диагностических показателей.

2. По результатам анализа установлено, что такие факторы как тип ввода и фаза, не оказывают значимого влияния на изменение значений диагностических признаков высоковольтных вводов, а, следовательно, их можно не учитывать при определении предельно-допустимых значений показателей.

3. Полученные результаты анализа не подтвердили известные из литературных источников рекомендации относительно влияния некоторых факторов на значения диагностических показателей вводов.

4. В качестве дальнейших исследований целесообразно выполнить оценку влияния продолжительности эксплуатации вводов на значения их диагностических признаков с использованием других моделей дисперсионного анализа. При этом представляет научный и практический интерес выполнить подобную оценку, как для исправных вводов, так и вводов с развивающимися дефектами.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Норми випробування електрообладнання: СОУ-Н ЕЕ 20.302:2007. – К.: ОЕП «ГРИФРЕ»: Міністерство палива та енергетики України, 2007. – 262 с.
2. Shutenko O., Zagaynova A., Serdyukova G. Analysis of distribution laws of insulation indicators of high-voltage oil-filled bushings of hermetic and non-hermetic execution // *Technology audit and production reserves*. – 2018. – vol.4. – no.1(42). – pp. 30-39. doi: 10.15587/2312-8372.2018.140873.
3. Feilat E.A. Analysis of the Root Causes of Transformer Bushing Failures // *International Journal of Computer, Electrical, Automation, Control and Information Engineering*. – 2013. – vol.7. – no.6. – pp. 791-796.
4. Anglhuber M., Juan L. Contreras Velásquez. Dispersing the clouds – gain clear insight into your bushings using advanced diagnostics method // *Transformer Magazine. Special Edition: Bushing*. – 2017. – pp. 126-132.
5. Septyani H.I., Arifianto I., Purnomoadi A.P. High voltage transformer bushing problems // *Proceedings of the 2011 International Conference on Electrical Engineering and Informatics*, Jul. 2011. doi: 10.1109/iceei.2011.6021566.
6. Metwally I. Failures, Monitoring and New Trends of Power Transformers // *IEEE Potentials*. – 2011. – vol.30. – no.3. – pp. 36-43. doi: 10.1109/mpot.2011.940233.
7. Рубаненко О.Є., Гуменюк О.І. Високовольтні вводи. Конструкція, експлуатація, діагностика і ремонт: монографія. – Вінниця: ВНТУ. – 2011. – 183 с.
8. IEC – 60137, Edition 7.0 2017-06, International Electrotechnical Commission Standard for Insulated bushings for Alternating Voltages Above 1000 V.
9. IEEE Std C57.19.01: Performance Characteristics and Dimensions for Outdoor Apparatus Bushings, 2000.
10. Андриенко П.Д., Сахно А.А., Конограй С.П., Спица А.Г., Скрупская Л.С. Особенности мониторинга технического состояния основной изоляции высоковольтных вводов и трансформаторов тока // *Електротехніка та електроенергетика*. – 2014. – №1. – С. 43-48. doi: 10.15588/1607-6761-2014-1-7.
11. Аникеева М.А., Арбузов Р.С., Живодерников С.В., Лазарева Е.А., Овсянников А.Г., Панов М.А. Диагностические признаки для отбраковки вводов высокого напряжения с бумажно-масляной изоляцией // *ЭЛЕКТРО. Електротехніка, електроенергетика, електротехнічна промисловість*. – 2009. – №1. – С. 22-25.

12. Львов М.Ю. Коллоидно-дисперсные процессы в высоковольтных герметичных вводах трансформаторов // *Электрические станции*. – 2000. – №4. – С. 49-52.

13. Снеткова О.В. Опыт диагностики маслонеполненных вводов 110-500 кВ в ОАО «Мосэнерго» // *ЭЛЕКТРО. Електротехніка, електроенергетика, електротехнічна промисловість*. – 2004. – №2. – С. 39-42.

14. Осотов В.Н. Ошибки при измерении диэлектрических характеристик и оценке состояния высоковольтных вводов: Материалы 10-ой ежегодной конференции «Методы и средства контроля изоляции высоковольтного оборудования». – Пермь: ООО «Димрус», 2013.

15. Загайнова А.А. Анализ влияния различных факторов на интенсивность старения изоляции конденсаторного типа высоковольтных вводов // *Энергосбережение. Энергетика. Энергоаудит*. – 2015. – №10(141). – С. 17-25.

16. Шеффер Г. Дисперсионный анализ. – М.: Наука, 1980. – 512 с.

17. Джонсон Н. Статистика и планирование эксперимента в технике и науке. – М.: Мир, 1981. – 520 с.

18. Давиденко И.В. Исследование показателей, описывающих рабочее состояние маслонеполненных вводов, методами математической статистики // *Известия вузов. Северо-Кавказский регион. Технические науки*. – 2006. – №15. – С. 31-33.

19. Гмурман В.Е. Теория вероятностей и математическая статистика. – М.: Высш. шк., 1977. – 479 с.

20. Шутенко О.В. Оценка влияния условий эксплуатации на интенсивность старения трансформаторных масел // *Вісник НТУ «ХП»*. – 2010. – №1. – С. 171-179.

21. Шутенко О.В., Абрамов В.Б., Баклай Д.Н. Анализ факторов, влияющих на однородность массивов концентраций растворенных в масле газов // *Енергетика та електрифікація*. – 2013. – №6. – С. 39-50.

22. Давыденко А.П. Организация и планирование научных исследований, патентоведение. – Харьков: НТУ «ХПИ». – 2004. – 320 с.

23. Шутенко О.В., Баклай Д.Н. Планирование экспериментальных исследований в электроэнергетике. Методы обработки экспериментальных данных. – Харьков: НТУ «ХПИ». – 2013. – 268 с.

24. Сви П.М. Контроль изоляции оборудования высокого напряжения. – 2-е изд., перераб. и доп. – М.: Энергоатомиздат. – 1988. – 128 с.

REFERENCES

1. SOU-N EE 20.302: 2007. *Normy vyprovuvannja elektroobladnannja* [Norms of testing of electrical equipment]. Kyiv, Ministry of Fuel and Energy of Ukraine, 262 p. (Ukr).
2. Shutenko O., Zagaynova A., Serdyukova G. Analysis of distribution laws of insulation indicators of high-voltage oil-filled bushings of hermetic and non-hermetic execution. *Technology audit and production reserves*, 2018, vol.4, no.1(42), pp. 30-39. doi: 10.15587/2312-8372.2018.140873.
3. Feilat E.A. Analysis of the Root Causes of Transformer Bushing Failures. *International Journal of Computer, Electrical, Automation, Control and Information Engineering*, 2013, vol.7, no.6, pp. 791-796.
4. Anglhuber M., Juan L. Contreras Velásquez. Dispersing the clouds – gain clear insight into your bushings using advanced diagnostics method. *Transformer Magazine. Special Edition: Bushing*, 2017, pp. 126-132.
5. Septyani H.I., Arifianto I., Purnomoadi A.P. High voltage transformer bushing problems. *Proceedings of the 2011 International Conference on Electrical Engineering and Informatics*, Jul. 2011. doi: 10.1109/iceei.2011.6021566.
6. Metwally I. Failures, Monitoring and New Trends of Power Transformers. *IEEE Potentials*, 2011, vol.30, no.3, pp. 36-43. doi: 10.1109/mpot.2011.940233.

7. Rubanenko A.E., Gumenyuk A.I. *Vysokovoltni vvody. Konstruktsiia, ekspluatatsiia, diahnostyka i remont* [High-voltage bushings. Design, operation, diagnostics and repair]. Vinnitsa: VNTU Publ., 2011. 183 p. (Ukr).
8. IEC – 60137, Edition 7.0 2017-06. International Electrotechnical Commission Standard for Insulated bushings for alternating voltages above 1000 V.
9. IEEE Std C57.19.01: Performance Characteristics and Dimensions for Outdoor Apparatus Bushings, 2000.
10. Andrienko P.D., Sakhno A.A., Konogray S.P., Spitsa A.G., Skrupskaya L.S. Features of monitoring the technical condition of the main insulation of high-voltage bushings and current transformers. *Electrical engineering and power engineering*, 2014, no.1, pp. 43-48. (Rus). doi: 10.15588/1607-6761-2014-1-7.
11. Anikeeva M.A., Arbuzov R.S., Zhivodernikov S.V., Lazareva E.A., Ovsyannikov A.G., Panov M.A. Diagnostic signs for rejection of high-voltage bushings with oil-paper insulation. *ELEKTRO. Electrical engineering, power industry, electrical industry*, 2009, no.1, pp. 22-25. (Rus).
12. Lvov M.Yu. Colloid-dispersed processes in high-voltage sealed bushings of transformers. *Electric stations*, 2000, no.4, pp. 49-52. (Rus).
13. Snetkova O.V. Experience of diagnostics of 110-500 kV oil-filled bushings in Mosenergo. *ELEKTRO. Electrical engineering, power industry, electrical industry*, 2004, no.2, pp. 39-42. (Rus).
14. Osotov V.N. Errors in measuring dielectric characteristics and assessing the state of high-voltage bushings. *Proceedings of the 10th annual conference «Methods and means of insulation control of high-voltage equipment»*. Perm: Dimirus Publ., 2013. (Rus).
15. Zahaynova O.A. Analysis of the influence of different factors on the aging of the insulation capacitor type high-voltage input. *Energy saving. Power engineering. Energy audit*, 2015, no.10(141), pp. 17-25. (Rus).
16. Scheffé G. *Dispersionnyi analiz* [Dispersion analysis]. Moscow, Nauka Publ., 1980. 512 p. (Rus).
17. Johnson N. *Statistika i planirovanie eksperimenta v tekhnike i nauke* [Statistics and Experiment Planning in Engineering and Science]. Moscow: Mir Publ., 1981. 520 p. (Rus).
18. Davidenko I.V. Investigation of indicators describing the operational state of oil-filled bushings, using mathematical statistics. *University news. North-Caucasian region. Technical sciences series*, 2006, no.15, pp. 31-33. (Rus).
19. Gmurman V.E. *Teoriia veroiatnostei i matematicheskaia statistika* [Theory of Probability and Mathematical Statistics]. Moscow, High school Publ., 1977. 479 p. (Rus).
20. Shutenko O.V. Evaluation of the influence of operating conditions on the intensity of aging of transformer oils. *Bulletin of NTU «KhPI»*, 2010, no.1. pp. 171-179. (Rus).
21. Shutenko O.V., Abramov V.B., Baklay D.N. Analysis of factors affecting the homogeneity of arrays of concentrations of gases dissolved in oil. *Energetic and electrification*, 2013, no.6, pp. 39-50. (Rus).
22. Davydenko A.P. *Organizatsiia i planirovanie nauchnykh issledovaniy, patentovedenie* [Organization and planning of scientific research, patent science]. Kharkiv, NTU «KhPI» Publ., 2004. 320 p. (Rus).
23. Shutenko O.V., Baklay D.N. *Planirovanie eksperimental'nykh issledovaniy v elektroenergetike. Metody obrabotki eksperimental'nykh dannykh* [Planning of experimental research in the electric power industry. Methods for processing experimental data]. Kharkiv, NTU «KhPI» Publ., 2013. 268 p. (Rus).
24. Svi P.M. *Kontrol' izoliatsii oborudovaniia vysokogo napriazheniia* [Insulation control of high voltage equipment]. Moscow, Energoatomizdat Publ., 1988. 128 p. (Rus).

Поступила (received) 25.10.2018

O.V. Шутенко¹, к.т.н., доц.,
A.A. Загайнова¹, ассистент,
Г.Н. Сердюкова¹, к.т.н., доц.,
¹ Национальный технический университет
«Харьковский политехнический институт»,
61002, Харьков, ул. Кирпичева, 2,
e-mail: o.v.shutenko@gmail.com, zagaynova@gmail.com,
serdukova.galina@gmail.com.

O.V. Shutenko¹, A.A. Zagaynova¹, G.N. Serdyukova¹
¹ National Technical University «Kharkiv Polytechnic Institute»,
2, Kyrychova Str., Kharkiv, 61002, Ukraine.

Analysis of operating conditions and modes influence on technical state of main insulation of high-voltage bushings of different design.

The results of the analysis of the influence of operating conditions and design of high-voltage bushings on the values of dielectric loss tangent of high-voltage bushing basic insulation. For analysis a model of two-factor cross-sectional dispersion analysis, which allows to simultaneously evaluate the influence of two factors and evaluate the effect of their interaction is used. In the model used, it is assumed that the effects of changes in the levels of factors are non-additive, that is, the difference in mathematical expectations between any two levels of one factor is not the same for any levels of the other. Testing the hypothesis of the significance of the influence of factors and their interactions is performed using the Fisher criterion. This method was implemented in the form of the author's program «two-factor dispersion analysis». The results of periodic monitoring of the state of high-voltage bushings of 110, 220 and 330 kV with different types of insulation were used as initial data. Using the model of two-factor cross-sectional dispersion analysis, it was found that the aging intensity of the main insulation of bushings is influenced by both the operating conditions and the design features of the bushings. Maximum permissible values of diagnostic indicators of high-voltage bushings should be normalized taking into account such factors as nominal voltage, type of protection and type of insulation, load of bushings and the composition of consumers. Since, based on the analysis performed, it was established that these factors have a significant impact on the values of diagnostic indicators of insulation of bushings. According to the results of the analysis performed, it was established that such factors as the type of bushing and phase do not have a significant effect on the change in the values of diagnostic indicators of high-voltage bushings, and, therefore, they can be ignored when determining the maximum permissible values of the indicators. References 24, tables 7, figures 14.

Key words: high-voltage bushing, insulation, two-factor cross-sectional dispersion analysis, insulation indicators, dielectric loss tangent.

Д.Г. Коліушко, С.С. Руденко

АНАЛІЗ МЕТОДІВ КОНТРОЛЮ СТАНУ ЗАЗЕМЛЮВАЛЬНИХ ПРИСТРОЇВ ДІЮЧИХ ЕНЕРГООБ'ЄКТІВ НА СУЧАСНОМУ ЕТАПІ

Проведено аналіз і встановлено суттєві недоліки вимірювань нормованих параметрів заземлювальних пристроїв діючих енергооб'єктів при використанні різних методик та приладів. Показано, що електромагнітна діагностика стану заземлювального пристрою на теперішній час є найбільш повною, яка дозволяє комплексно оцінити поточний стан заземлювального пристрою та встановити значення опору заземлювального пристрою, напруги на ньому, напруги дотику та опору контактних з'єднань. Встановлені недоліки електромагнітної діагностики на сучасному етапі та визначені подальші напрямки її вдосконалення. Бібл. 17, табл. 1, рис. 4.

Ключові слова: заземлювальний пристрій, опір заземлювального пристрою, напруга на заземлювальному пристрої, напруга дотику, опір контактних з'єднань, електромагнітна діагностика.

Проведен анализ и установлены существенные недостатки измерения нормируемых параметров заземляющих устройств действующих энергообъектов при использовании различных методик и приборов. Показано, что электромагнитная диагностика состояния заземляющего устройства в настоящее время является наиболее полной и позволяет комплексно оценить текущее состояние заземляющего устройства и определить значение сопротивления заземляющего устройства, напряжения на нем, напряжение прикосновения и сопротивления контактных соединений. Установлены недостатки электромагнитной диагностики на современном этапе и определены дальнейшие направления ее совершенствования. Библ. 17, табл. 1, рис. 4.

Ключевые слова: заземляющее устройство, сопротивление заземляющего устройства, напряжение на заземляющем устройстве, напряжение прикосновения, сопротивление контактных соединений, электромагнитная диагностика.

Постановка проблеми. Термін експлуатації переважної більшості діючих енергооб'єктів України становить понад 30 років. За цей період як сама електроустановка, так і заземлювальний пристрій (ЗП) зазнають значних змін, внаслідок чого його електричні нормовані параметри (НП) можуть перевищувати допустимі значення, а конструктивне виконання не відповідає вимогам проектної та нормативної документації. Існує низка факторів, які суттєво впливають на стан ЗП та його параметри:

- дія корозії на елементи ЗП (порушення цілісності сітки та пошкодження заземлювальних провідників на межі земля-повітря);
- некоректне відновлення заземлення старих та під'єднання нових одиниць обладнання до існуючого ЗП (послідовне з'єднання обладнання, приєднання до металевих частин, що не мають зв'язку з ЗП);
- пошкодження ЗП при земляних роботах в результаті заміни або ремонту обладнання;
- збільшення потужності електроустановки зі зростанням значень струмів короткого замикання (КЗ) (перевищення допустимих значень НП ЗП).

Для оцінки працездатності ЗП використовуються НП [1], які періодично контролюються протягом всього строку експлуатації [2]. До них відносять: опір ЗП, напругу на ЗП, напругу дотику та опір контактних з'єднань. Ці величини залежать від таких факторів: конструктивного виконання ЗП, електрофізичних характеристик ґрунту (питомий опір і товщина шарів) та характеристик об'єкту (значення струму КЗ, час спрацювання захисту, клас напруги тощо).

Метою роботи є аналіз існуючих методів контролю та визначення найефективніших з них для оцінки стану ЗП діючих енергооб'єктів в процесі експлуатації.

Розглянемо найбільш поширені методи визначення НП ЗП.

1. Опір заземлювального пристрою та напруга на ньому. На теперішній час значення опору ЗП визначається за допомогою низки методів:

1) введення великого струму (50-100 А). Вказаний метод поділяється на декілька типів:

- синхронний [3], в якому використовується джерело напруги промислової частоти. Струм та напруга у колі вимірюється до та після включення джерела напруги. Потім за відповідними виразами визначається опір ЗП;

- частоти вдарянь [3], в якому використовується генератор змінного струму з частотою відмінною від промислової на 0,1-0,5 Гц. Внаслідок здвигу фази між введеним струмом та струмом, що розтікається по ЗП в процесі нормальної роботи, виникають максимуми та мінімуми вимірюваного струму та напруги. Напруга та струм також вимірюються до та після включення генератору, а значення опору визначається за відповідними виразами;

- введення струму, у якого частота відмінна від промислової частоти та її гармонік на декілька Гц;

2) введення малого струму (до 3 А) [4]. У даному випадку використовуються генератори з відмінною від промислової частотою;

3) розрахункового способу [5-9].

Вимірювання за наведеними методиками виконується за методом амперметра-вольтметра, при цьому використовуються дві схеми розташування електродів [2] – одно- та двопробенева (див. рис. 1). Двопробенева схема може бути доцільною при вимірюванні в умовах, де площа в місці розташування енергооб'єкту обмежена. Для обох схем застосовується один і той самий порядок вимірювань:

1) до генератору I під'єднується ЗП E та струмовий електрод C, який встановлюється на відстані 3D

для однопроменевої та (1,5-2) D для двопрменевої схеми, де D – найбільша діагональ ЗП;

2) встановлюється значення струму за допомогою генератора I та амперметра PA ;

3) потенційний електрод P забивається на деякій відстані X , наприклад 50 % від відстані до струмового електроду (для однопроменевої схеми – на одній прямій зі струмовим електродом, для двопрменевої – під кутом 40-45°), й вимірюється потенціал;

4) далі, пересуваючи потенційний електрод в сторону від ЗП, вимірюється потенціал через обрану відстань (наприклад, через 5 м, 10 м, 15 м і т.д.);

5) пересувати електрод P необхідно до такої відстані X , щоб значення між двома сусідніми вимірами відрізнялося не більше ніж на 10 %. Це буде означати, що знайдено точку R_2 кривої [10].

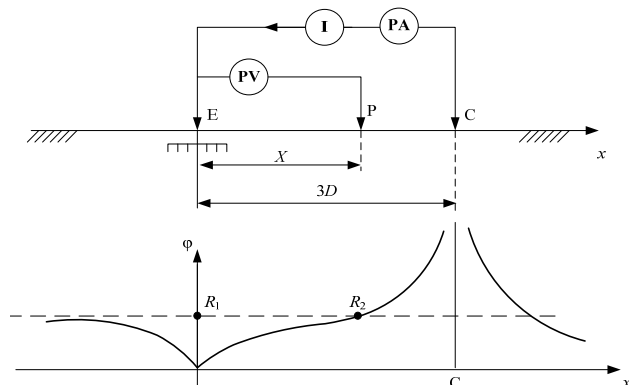


Рис. 1. Розподіл потенціалу по поверхні ґрунту при проведенні вимірювань за однопроменевою схемою

Опір ЗП в цьому випадку буде рівним відношенню потенціалу в точці R_2 до струму генератора. Однак, на практиці найбільш широкое розповсюдження, у зв'язку зі своєю простотою, отримала однопроменева схема за «методом 62 %», коли потенційний електрод P одразу встановлюється на відстані від ЗП, яка складає 62 % від виносу струмового електроду C . Такий метод забезпечує найбільшу точність при умові однорідності ґрунту, проте в інших випадках необхідно користуватися залежністю довжини виносу потенційного електроду від довжини виносу струмового для двошарового ґрунту, яка наведена в [10].

Горизонтальна частина на кривій залежності потенціалу від відстані до потенційного електроду з'являється при достатньо значному збільшенні відстані до струмового електроду. В залежності від структури ґрунту вказана умова виконується при відстані до струмового електроду в (3-40) діагоналей ЗП. Зрозуміло, що таке рознесення вимірювальних кіл в багатьох випадках буде неможливим.

В [11] розглянуто схему вимірювання опору ЗП за допомогою триелектродної установки. При цьому, незважаючи на ствердження про можливість вимірювань для будь-якої структури ґрунту, при фізичному моделюванні було розглянуто лише однорідну структуру, а вимірювання на діючих енергооб'єктах не проводились. В [12] показано, що в ґрунтах з горизонтальною та вертикальною неоднорідностями існує єдиний можливий варіант розташування допоміжного потенційного електроду в однопроменевій схемі

вимірювання, при якому можливе точне визначення опору ЗП. Наведений алгоритм експериментального пошуку цього варіанту для ґрунту з невідомою геоелектричною структурою є складним з точки зору практичної реалізації.

Напруга на ЗП – це напруга, яка виникає в разі стікання струму із заземлювача в землю між точкою введення струму в заземлювач і зоною нульового потенціалу [1]. Напряму величина напруги на ЗП впливає на стан кабельної продукції енергооб'єкту, мікропроцесорної вимірювальної техніки та техніки управління, панелей релейного захисту, а опосередковано також і на електробезпеку (саме величина напруги на ЗП разом з електрофізичними характеристиками ґрунту є визначальними для величини напруги дотику). Згідно з [1] для енергооб'єктів, що працюють в мережі з заземленою нейтраллю, величина напруги на ЗП регламентується наступним чином: перевищення значення 10 кВ допускається лише на ЗП, виконаному за вимогами до напруги дотику, й не допускається на ЗП виконаному за вимогами до опору ЗП. У випадку винесення високого потенціалу за межі електроустановки та перевищення значення 5 кВ необхідно застосувати засоби захисту ізоляції кабелів зв'язку і телемеханіки, що відходять від електроустановки.

Найпростішим, але і найменш точним способом для знаходження напруги на ЗП є прямий перерахунок, коли виміряне за схемою на рис. 1 значення опору ЗП перемножується на реальне значення струму K_3 . Похибка при визначенні напруги на ЗП обумовлюється неточністю вимірювання опору ЗП та неврахуванням нелінійної залежності магнітної проникності заземлювачів від величини струму K_3 . В зв'язку з неможливістю проведення вимірювань опору ЗП та напруги на ЗП на низці об'єктів (промислових підприємств, в умовах міської забудови тощо), найбільш універсальним та точним способом визначення стає розрахунковий за допомогою спеціальних програмних комплексів. Питанням моделювання електромагнітних процесів, що виникають в ЗП при протіканні аварійних струмів присвячена низка робіт [5-9]. В більшості випадків використовується математична модель ЗП, розташованого в двошаровому ґрунті, зокрема за допомогою аналогічної моделі [8] авторами проведено розрахунок для понад 1000 енергооб'єктів України класами напруги 35-750 кВ, а програмний комплекс, використаний в [5], є однією з найпопулярніших в світі комерційних версій). Вихідними параметрами для нього є конструктивне виконання ЗП (його схема, переріз заземлювачів, глибина розташування), електрофізичні характеристики ґрунту, режим роботи нейтралі та величина струму K_3 досліджуваного об'єкту.

2. Напруга дотику. Напруга дотику є параметром, який характеризує електробезпеку обслуговуючого персоналу енергооб'єкту. Він залежить від струму, який стікає з ЗП в землю, опору ЗП, конструкції ЗП та електрофізичних характеристик ґрунту. На відміну від вимірювання опору ЗП, при якому амплітуда вимірювального струму не грає великої ролі (вона задається в залежності від використовуваного методу),

напруга дотику їй пропорційна, хоча ця залежність і носить нелінійний характер.

Існують два шляхи експериментального вимірювання напруги дотику. Перший – безпосередньо при струмі КЗ, тобто в реальних умовах. Він небезпечний й може бути виправданим лише в поодиноких випадках у виключних ситуаціях (при проведенні випробовувань найбільш відповідальних ЗП), тому практично не використовується. Другий – при вимірювальному струмі, який в багато разів менший ніж реальний струм КЗ, з подальшим приведенням вимірної напруги дотику пропорційно до реального струму КЗ [2].

Вимірювальна схема практично така сама, як і для вимірювання опору ЗП, проте з особливим виконанням потенційного електроду й шунтуванням вольтметра резистором. На рис. 2 наведена схема вимірювання напруги дотику за допомогою комплексу «КДЗ-1У» [2].

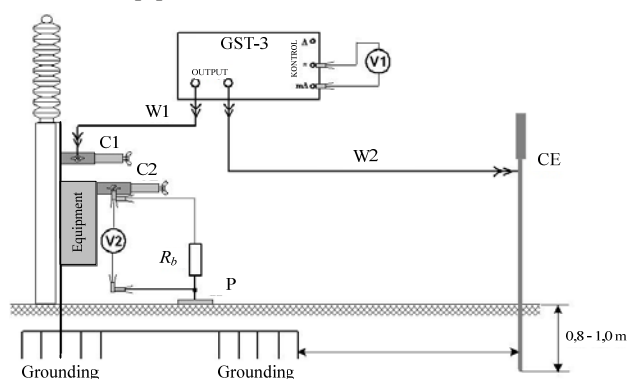


Рис. 2. Схема вимірювання напруги дотику

Потенційний електрод P має імітувати дві ступні людини. Для цього використовують спеціальний електрод-пластину з контактною поверхнею $25 \times 25 \text{ см}^2$. Для створення достатнього тиску на землю на пластину встановлюється вантаж вагою не менше 25 кг. Вольтметр шунтується резистором з опором R_b . Еквівалентний опір включених паралельно резисторів має дорівнювати опору тіла людини (як правило воно приймається рівним 1000 Ом). Горизонтальна відстань від місця контакту до пластины приймається рівним 0,8 м [1, 2] або 1 м [7].

Вольтметр паралельно з резистором за допомогою струбцини C2 включають між заземленим обладнанням (на рис. 2 – це ящик керування), на якому виконується вимірювання, та потенційним електродом. Струмівий електрод CE розташовують на такій же відстані, як і при вимірюванні опору ЗП. Генератор ГСТ-3 від «КДЗ-1У» (або аналогічний) під'єднують до обладнання та CE за допомогою струбцини C1 й проводів W1 і W2 відповідно. Для моделювання найбільш несприятливих сезонних умов місце встановлення потенційного електроду зволожується. Після чого на схему подається напруга й виконуються виміри напруги та струму. Виміряні значення напруги дотику приводять до реального струму КЗ й порівнюють отриманий результат з припустимим нормованим значенням. Недоліками такого способу є неможливість проведення вимірювань в умовах щільної забудови та методична похибка способу, яка пов'язана з

неврахуванням залежності магнітної проникності матеріалу заземлювачів від струму, що протікає елементами ЗП, а також відтікання частин струму КЗ в заземлені нейтралі трансформаторів.

Таким чином, на відміну від опору ЗП, яке можна визначити як експериментальним, так і розрахунковим шляхом, напругу на ЗП та напругу дотику при реальному струмі КЗ можна знайти тільки шляхом виконання відповідних обчислень за допомогою спеціальних комп'ютерних програм.

3. Опір контактних з'єднань. Одним з електричних НП ЗП є опір контактних з'єднань обладнання з ЗП. У роботах останніх років неодноразово відзначався його значний вплив на величину напруги дотику [13-15]. Опір контактних з'єднань визначається методом амперметра-вольтметра при постійному або змінному струмі за допомогою мікроомметра або подвійного мосту [2]. Допустиме значення опору контактного з'єднання складає 0,05 Ом при введенні та не більше 0,1 Ом під час експлуатації. Загальноприйнята схема вимірювання вказаного НП, як в Україні [2], так і за кордоном [7], наведена на рис. 3.

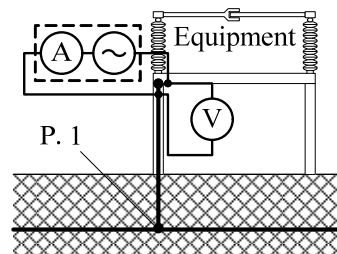


Рис. 3. Схема вимірювання опору контактних з'єднань

Таким чином, згідно схеми вимірювання, під опором контактних з'єднань мають на увазі перехідний опір між обладнанням та заземлювальним провідником. Проте, як показує практика експлуатації ЗП, та проведення вимірів НП ЗП, перевищення напруги дотику може наступити внаслідок порушення цілісності заземлювального провідника на межі «земля-повітря», а також в зв'язку зі збільшенням опору контактних з'єднань в точці зварки заземлювального провідника з самим ЗП (див. P. 1 на рис. 3). Тому врахування стану заземлювального провідника та якості його під'єднання, а відповідно й самого обладнання до ЗП, є важливою задачею. Для її контролю можна використовувати опір зв'язку, який визначається відносно іншого заземленого обладнання. Однак такої методики з мінімізацією кількості необхідних вимірювань на разі не існує.

Підсумовуючи, можна констатувати, що розглянуті вище методики мають наступні недоліки:

- неможливість проведення вимірювання напруги дотику, опору ЗП та напруги на ЗП на низці об'єктів у зв'язку з відсутністю вільної від комунікацій або споруд ділянки для розміщення допоміжних струмових та потенційних електродів;
- некоректне вимірювання НП ЗП у зв'язку з неврахуванням довжини виносу струмового електроду для двошарового ґрунту та відсутність такої залежності для три- і більше шарових ґрунтів;

- некоректне вимірювання напруги дотику та напруги на ЗП через неврахування залежності магнітної проникності заземлювачів від струму, що протікає по ним, і відтоку струму у заземлені нейтралі;

- неповна інформація про якість заземлення обладнання, яку дає вимір опору контактних з'єднань;

- технічна складність та значні трудові витрати при проведенні вимірювання напруги дотику на кожній одиниці обладнання енергооб'єкту (кількість таких одиниць на підстанції класом напруги 330 кВ може сягати декількох сотень, а трудові витрати на вимірювання однієї точки згідно з будівельними нормами [16] складають 15 люд.год).

Крім того, для об'єктів, які тривалий час знаходяться в експлуатації, проведення лише вимірювання перелічених НП не дозволяє однозначно оцінити стан ЗП: невідомим залишається конструктивне виконання та стан заземлювачів, що знаходяться під землею. Тому на сучасному етапі для контролю використовується електромагнітна діагностика (ЕМД) стану ЗП [2], яка включає в себе комплексне експериментальне та розрахункове (на основі реального стану ЗП та результатів додаткових експериментів) визначення всіх НП ЗП. Вказана методика поєднує в собі низку методів: вертикального електричного зондування ґрунту, індукційного методу визначення наявності заземлювачів, методу малого струму, розрахункового методу тощо.

4. Методика електромагнітної діагностики стану заземлювального пристрою. Методика ЕМД ЗП [2] діючих енергооб'єктів в цілому відповідає міжнародним стандартам [7] та [10], і передбачає проведення трьох етапів: експериментального, розрахункового та етапу видачі рекомендацій.

На першому етапі виконується:

- визначення конструктивного виконання ЗП за допомогою індукційного методу (місцезнаходження та глибина заземлювачів), необхідного в тому числі для побудови його математичної моделі;

- вимір уявного питомого опору для визначення електрофізичних характеристик ґрунту (питомого опору, товщини шарів та їх кількості) методом вертикального електричного зондування;

- вимір електричних параметрів (опору основи, опору ЗП, напруги дотику та напруги на ЗП відносно іншої заземленої точки) на основі методу амперметра-вольтметра та відомих схем, які необхідні для оцінки адекватності математичної моделі реальному ЗП.

Результати експериментальних досліджень разом з характеристиками енергооб'єкту (класом напруги, режимом роботи нейтралі трансформаторів та значенням струмів короткого замикання і часу спрацювання захисту) є вихідними даними для другого (розрахункового) етапу ЕМД.

При проведенні розрахунків на другому етапі використовується розроблена авторами математична модель нееквіпотенційного ЗП, розташованого в тришаровому провідному ґрунті з плоско-паралельними границями поділу [9]. Для того, щоб задати вихідні

параметри ґрунту використовуються засоби інтерпретації кривих вертикального електричного зондування та еквівалентування ґрунту. Моделювання процесів в ЗП виконується при реальному струмі КЗ з урахуванням нелінійної залежності магнітної проникності від його величини, скін-ефекту та реального розтікання аварійних струмів (у тому числі відтікання в заземлені нейтралі), що дозволяє визначити значення НП навіть для тих об'єктів, які розташовані в стислій забудові або на території промислових підприємств. Існуючі програмні засоби та математичні моделі дозволяють врахувати дво- та тришарову геоелектричну структуру ґрунту й охопити напряму понад 80 % енергооб'єктів України.

На третьому етапі виконується розробка рекомендацій обумовлених вимогами нормативних документів до конструктивного виконання заземлювачів, а також на основі порівняння значень розрахункових та допустимих параметрів оцінюється доцільність введення додаткових рекомендацій для проведення реконструкції заземлювального пристрою. Після цього проводиться повторний розрахунок з урахуванням рекомендованих додаткових заземлювачів. Синтез зазначених рекомендацій є складною технічною задачею, оскільки при її вирішенні необхідно визначити оптимальні місця прокладання заземлювачів для економії трудових та матеріальних витрат, і при цьому найбільш повно використовувати існуючий ЗП.

Таким чином, методика ЕМД стану ЗП дозволяє провести найбільш об'єктивну оцінку поточного стану ЗП та розробити способи для приведення його у відповідність до нормативних документів.

До недоліків ЕМД стану ЗП слід віднести помилки при визначенні конструктивного виконання ЗП та вплив допущень, прийнятих при побудові математичної моделі:

- похибка визначення глибини залягання ЗП;
- змінний переріз заземлювачів на різних частинах ЗП, що складно врахувати;

- помилки при ідентифікації горизонтальних заземлювачів (прийняття кабелів та підземних комунікацій за штучний заземлювач);

- проблеми знаходження місця встановлення вертикального заземлювача та відсутність методики визначення його довжини;

- допущення про плоско-паралельну багатошарову структуру ґрунту, який насправді має нахили та локальні вclusions;

- недостатня глибина зондування багатошарових ґрунтів та відсутність засобів інтерпретації.

5. Прилади для контролю стану заземлювального пристрою. В Україні використовується вітчизняний комплекс для діагностики стану ЗП «КДЗ-1У» [2] (див. рис. 4,а), французькі прилади С.А 6460 та С.А 6470N (див. рис. 4,б), а також вітчизняні стандартні прилади ще радянської конструкції: М-416 чи Ф 4103-М1, які по теперішній час застосовуються службами ізоляції та високовольтними лабораторіями на різних енергооб'єктах.



Рис. 4. Прилади для контролю стану ЗП:
а – «КДЗ-1У»; б – С.А 6470N

В табл. 1 наведено порівняння функцій найпоширеніших приладів для контролю стану ЗП діючих енергооб'єктів України.

Таблиця 1

Назва приладу	Стан ЗП	Питомий опір ґрунту	Опір ЗП	Напруга дотику	Опір контактних з'єднань
«КДЗ-1У»	+	+	+	+	+
С.А 6470N	-	+	+	+	+
С.А 6460	-	+	+	+	+
Абрис-12/8	+	-	-	-	-
Ф 4103-М1	-	+	+	-	-
М-416	-	+	+	-	-
ЕР-331	-	-	-	-	+

Аналіз приладів показує, що лише «КДЗ-1У» дозволяє виконувати повний комплекс робіт з ЕМД стану ЗП. Проте недоліком приладу є відсутність автономного живлення і мала величина допустимого опору вимірювальних електродів (що практично унеможливило проведення зондування ґрунту з питомим опором більше 350 Ом·м). Прилади ЕР-331 та Абрис-12/8 є вузько направлені й дозволяють виконувати лише вимір опору контактних з'єднань та пошук траси пролягання заземлювачів відповідно. Ф 4103-М1 та М-416 є технічно застарілими й також мають вузький спектр застосування. С.А 6460 у порівнянні з С.А 6470N має лише одну частоту вимірювання та не дозволяє проводити зондування ґрунту для енергооб'єктів класом напруги 220 кВ та вище. В цілому детальний аналіз характеристик та можливостей приладів для зондування ґрунту зроблено в [17].

Таким чином, найбільш широкі можливості для визначення НП ЗП мають «КДЗ-1У» та С.А 6470N. Виглядає перспективним удосконалення «КДЗ-1У» або розробка аналогічного без вказаних недоліків.

Висновки.

1. Проведено аналіз сучасних методів контролю стану ЗП та встановлено, що на відміну від визначення опору ЗП, яке можна робити як експериментально, так і розрахунковим шляхом, напругу на ЗП та напругу дотику при реальному струмі замикання на землю слід знаходити тільки розрахунковим шляхом за допомогою спеціальних комп'ютерних програм.

2. Показано, що методика ЕМД ЗП дозволяє провести найбільш об'єктивну оцінку поточного стану ЗП

та розробити рекомендації для приведення його у відповідність до нормативних документів.

3. Встановлено недоліки ЕМД ЗП, які пов'язані з помилками при визначенні його конструктивного виконання та впливом допущень, прийнятих при побудові математичної моделі.

4. Проведено аналіз приладів, що використовуються при контролі стану ЗП. Визначено перспективний напрямок удосконалення комплексу для діагностики заземлення «КДЗ-1У».

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Правила улаштування електроустановок. – Х. : «Форт», 2017. – 760 с.
2. Випробування та контроль пристроїв заземлення електроустановок. Типова інструкція. СОУ 31.2-21677681-19:2009. – К.: Мінпаливенерго України, 2010. – 54 с.
3. Seljeseth H., Campling A., Feist K.H., Kuussaari M. Station Earthing. Safety and interference aspects // *Electra*. – 1980. – vol.71. – pp. 47-69.
4. Boaventura W.C., Lopes I.J.S., Rocha P.S.A., Coutinho R.M., Castro F., Dart F.C. Testing and evaluating grounding systems of high voltage energized substations: alternative approaches // *IEEE Transactions on Power Delivery*. – 1999. – vol.14. – no.3. – pp. 923-927. doi: 10.1109/61.772335.
5. Tabatabaei N.M., Mortezaei S.R. Design of grounding systems in substations by ETAP intelligent software // *International Journal on «Technical and Physical Problems of Engineering»*. – 2010. – iss.2. – vol.2. – no.1. – pp. 45-49.
6. Колечицкий Е.С. Приближенные оценки сопротивления заземляющих устройств // *Вестник МЭИ*. – 2006. – №4. – С. 56-62.
7. IEEE Std 80-2000 Guide for Safety in AC Substation Grounding. – New York: IEEE, 2000. – 200 p. doi: 10.1109/ieeestd.2000.91902.
8. Линк И.Ю., Колиушко Д.Г., Колиушко Г.М. Математическая модель неэквипотенциального заземляющего устройства подстанции, размещенного в двухслойном ґрунте // *Электронное моделирование*. – 2003. – Т.25. – №2. – С. 99-111.
9. Колиушко Д.Г., Руденко С.С. Определение электрического потенциала, создаваемого заземляющим устройством в трехслойном ґрунте // *Технічна електродинаміка*. – 2018. – №4. – С. 19-24. doi: 10.15407/techned2018.04.019.
10. IEEE Std 81-2012 Guide for Measuring Earth Resistivity, Ground Impedance, and Earth Surface Potentials of a Grounding System. – New York: IEEE, 2012. – 86 p. doi: 10.1109/ieeestd.2012.6392181.
11. Нижегородский И.В., Нижегородский В.И., Бондаренко В.Е. Экспериментальное обоснование метода измерения сопротивления заземляющего устройства // *Электротехника і електромеханіка*. – 2016. – №6. – С. 60-64. doi: 10.20998/2074-272X.2016.6.10.
12. Целебровский Ю.В. Теория измерения сопротивления заземляющего устройства // *Доклады ТУСУР*. – 2012. – №1(25). – Ч.1. – С. 196-198.
13. Глебов О.Ю., Колиушко Д.Г., Линк И.Ю. Определение напряжения прикосновения методом суперпозиции составляющих тока однофазного замыкания на землю // *Вестник НТУ «ХПИ»*. – 2005. – №49. – С. 85-88.
14. Salam M.A., Rahman Q.M., Ang S.P., Wen F. Soil resistivity and ground resistance for dry and wet soil // *Journal of Modern Power Systems and Clean Energy*. – 2015. – vol.5. – no.2. – pp. 290-297. doi: 10.1007/s40565-015-0153-8.
15. Фоменко О.В., Костенко М.А., Новикова А.О. Влияние сопротивления связи в заземляющем устройстве на повреждение электронной аппаратуры // *Глобальная ядерная безопасность*. – 2014. – №3(12). – С. 44-48.

16. Ресурсные элементные сметные нормы на пусконаладочные работы. Сборник 1. Электротехнические устройства. ДБН Д.2.6-1-2000. – К.: Держбудівництво України, 2001. – 49 с.

17. Руденко С.С. Требования к приборам для проведения вертикального электрического зондирования грунта при диагностике состояния заземляющих устройств // *Електро-техніка і електромеханіка*. – 2016. – №5. – С. 68-73. doi: 10.20998/2074-272X.2016.5.12.

REFERENCES

1. *Pravylyla ulashtuvannja elektroustanovok* [Electrical Installation Regulations]. Kharkiv, Fort Publ., 2017. 760 p. (Ukr).

2. *Natsional'nyy standart Ukrayiny. SOU 31.2-21677681-19:2009. Viprobuвання та контроль' prystroyiv zazemlennya elektroustanovok. Tipova instruktsiya* [National Standard of Ukraine SOU 31.2-21677681-19:2009. Test and control devices, electrical grounding. Standard instruction]. Kyiv, Minenergovugillya Ukrayiny Publ., 2010. 54 p. (Ukr).

3. Seljeseth H., Campling A., Feist K.H., Kuussaari M. Station Earthing. Safety and interference aspects. *Electra*, 1980, vol.71, pp. 47-69.

4. Boaventura W.C., Lopes I.J.S., Rocha P.S.A., Coutinho R.M., Castro F., Dart F.C. Testing and evaluating grounding systems of high voltage energized substations: alternative approaches. *IEEE Transactions on Power Delivery*, 1999, vol.14, no.3, pp. 923-927. doi: 10.1109/61.772335.

5. Tabatabaei N.M., Mortezaeei S.R. Design of grounding systems in substations by ETAP intelligent software. *International Journal on «Technical and Physical Problems of Engineering»*. 2010, iss.2, vol.2, no.1, pp. 45-49.

6. Kolehitsky Ye.S. Approximate estimates of the resistance of grounding devices. *Vestnik MEI*, 2006, no.4, pp. 56-62. (Rus).

7. *IEEE Std 80-2000 Guide for Safety in AC Substation Grounding*. New York, IEEE, 2000. 200 p. doi: 10.1109/ieeestd.2000.91902.

8. Link I.Yu., Koliushko D.G., Koliushko G.M. A mathematical model is not an equipotential ground grids substation placed in a double layer. *Electronic modeling*, 2003, vol.25, no.2, pp. 99-111. (Rus).

9. Koliushko D.G., Rudenko S.S. Determination the electrical potential of a created grounding device in a three-layer ground. *Technical Electrodynamics*, 2018, no.4. pp. 19-24. (Rus). doi: 10.15407/techned2018.04.019.

10. *IEEE Std 81-2012 Guide for Measuring Earth Resistivity, Ground Impedance, and Earth Surface Potentials of a Grounding System*. New York, IEEE, 2012. 86 p. doi: 10.1109/ieeestd.2012.6392181.

11. Nizhevskiy I.V., Nizhevskiy V.I., Bondarenko V.E. The experimental validation of the grounding device resistance measurement method. *Electrical engineering & electromechanics*, 2016, no.6, pp. 60-64 (Rus). doi: 10.20998/2074-272X.2016.6.10.

12. Tselebrovskiy Yu.V. The theory of measurement of resistance of earthing device. *Proceedings of TUSUR*, 2012, iss.1, part 1, pp. 196-198. (Rus).

13. Glebov O.Yu., Koliushko D.G., Link I.Yu. Determination of the touch voltage by the method of superposition of current components of a single-phase earth fault. *Bulletin of NTU «KhPI»*, 2005, no.49, pp. 85-88. (Rus).

14. Salam M.A., Rahman Q.M., Ang S.P., Wen F. Soil resistivity and ground resistance for dry and wet soil. *Journal of Modern Power Systems and Clean Energy*, 2015, vol.5, no.2, pp. 290-297. doi: 10.1007/s40565-015-0153-8.

15. Fomenko O.V., Kostenko M.A., Novikova A.O. Influence of Communication Resistance on Damage of the Electronic Equipment in the Grounding Device. *Global Nuclear Safety*, 2014, no.3(12), pp. 44-48. (Rus).

16. *Resursnye elementnye smetnye normy na puskonaladochnye raboty. Sbornik 1. Elektrotekhnicheskie ustroystva. DBN D.2.6-1-2000* [Resource elemental estimates for commissioning. Collection 1. Electrotechnical devices. DBN D.2.6-1-2000]. Kyiv, Derzhbudivnytstvo Ukrainy Publ., 2001. 49 p. (Rus).

17. Rudenko S.S. Requirements for devices for vertical electrical sounding of soil at diagnostics of grounding devices. *Electrical engineering & electromechanics*, 2016, no.5, pp. 68-73. (Rus). doi: 10.20998/2074-272X.2016.5.12.

Надійшла (received) 13.09.2018

Коліушко Денис Георгійович¹, к.т.н., с.н.с.,
 Руденко Сергій Сергійович¹, к.т.н., н.с.,
¹Національний технічний університет
 «Харківський політехнічний інститут»,
 61002, Харків, вул. Кирпичова, 2,
 e-mail: nio5_molnija@ukr.net

D.G. Koliushko¹, S.S. Rudenko¹

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

Analysis of methods for monitoring of existing energy objects grounding devices state at the present stage.

Purpose. The purpose of the work is to analyze the modern methods of control and determine the most effective ones for monitoring the state of grounding of existing energy objects in operation. **Methodology.** The analysis of the methods was carried on the basis of comparison the experimental and calculation methods for determining the rated parameters of the grounding of existing energy objects. **Results.** Significant imperfections of measurements of the rated parameters of the grounding with different methods and devices was established. It has been shown that the electromagnetic diagnostics is the most complete, which allows to comprehensively assess the current state of the grounding and establish the resistance of the grounding, the voltage on it, the touch voltage and the resistance of the contact joints. The deficiencies of electromagnetic diagnostics are established at the present stage and further directions of its perfection are determined. **Originality.** For the first time the comparative analysis of existing methods for monitoring the state of the grounding and directions for improving electromagnetic diagnostics was made. **Practical value.** The obtained results allow to choose the optimum method for monitoring the state of the grounding. Elimination of the revealed drawbacks of the method of electromagnetic diagnostics will improve the accuracy of the determination of rated parameters. References 17, tables 1, figures 4.

Key words: grounding device, resistance of the grounding device, grounding device voltage, touch voltage, resistance of contact joints, electromagnetic diagnostics.

БАРАНОВ МИХАИЛ ИВАНОВИЧ

(К 70-летию со дня рождения)

Михаил Иванович Баранов родился 29 января 1949 года в г. Мглине Брянской области (Российская Федерация). В 1966 году поступил на учебу в Харьковский политехнический институт (ХПИ) на инженерно-физический факультет, который в 1972 году окончил по специальности «Инженерная электрофизика». С марта 1972 года и по сей день он работает в Научно-исследовательском и проектно-конструкторском институте (НИПКИ) «Молния» Национального технического университета (НТУ) «ХПИ». Прошел трудовой путь от инженера-электрофизика до заведующего отделом электромагнитных испытаний. С 1974 по 1977 годы учился в очной аспирантуре ХПИ по специальности «Техника высоких напряжений». В 1977 году за активное участие в научно-практической работе стал лауреатом премии Всесоюзного общества изобретателей и рационализаторов СССР. С 1972 по 1978 годы активно занимался исследованием, разработкой и созданием высоковольтных устройств для прогрессивной импульсной обработки металлов давлением сильного магнитного поля. В 1978 году М.И. Баранов успешно защитил кандидатскую диссертацию по прикладной теме «Электромагнитные и электродинамические процессы в аппаратуре для магнитно-импульсной обработки металлов». За цикл научных работ по обработке металлов магнитным давлением в 1979 году он был награжден Грамотой Президиума Академии наук УССР. С 1979 года Михаил Иванович начал работать в области разработки и создания высоковольтной импульсной техники (ВИТ) специального назначения. Со временем в область научно-технических интересов М.И. Баранова вошли актуальные вопросы обеспечения электромагнитной, электротермической и электродинамической стойкостей объектов ВИТ, энергетики и аэрокосмической техники к воздействию больших импульсных токов, мощных электромагнитных помех естественного и искусственного происхождения. В 1980 году он был награжден дипломом Минобразования СССР за научное руководство работой, удостоенной Золотой медали «За лучшую научную студенческую работу». В 1981 году ему было присуждено ученое звание старшего научного сотрудника. С 1996 по 1999 годы он учился в очной докторантуре НТУ «ХПИ». В 1999 году Михаил Иванович успешно защитил докторскую диссертацию на тему «Переходные процессы при воздействии больших импульсных токов и сильных импульсных магнитных полей на проводящие объекты». В 2004 году Министерством образования и науки Украины он был награжден знаком «Відмінник освіти України».

В 2006 году М.И. Баранов в составе авторского коллектива ученых НТУ «ХПИ» за разработку и создание новых уникальных образцов современной ВИТ стал лауреатом Государственной премии Украины в области нау-



ки и техники. Немало творческих усилий М.И. Баранов приложил для разработки научно-технических основ ВИТ и развития высоковольтного испытательного полигона НИПКИ «Молния» НТУ «ХПИ», ставшего в 1999 году объектом Национального достояния Украины. Михаил Иванович плодотворно трудится над решением электрофизических задач в области ВИТ с применением основ квантовой физики. Активно занимается изучением таких природных феноменов как линейная и шаровая молния. Ему, на базе использования волн де Бройля, удалось теоретически обосновать и экспериментально с применением мощной ВИТ подтвердить новый квантовый эффект, связанный с возникновением периодических электронных и тепловых макроскопических структур в проводящих материалах с большим импульсным током. Нельзя не отметить его нынешнее интересное для многих творческое увлечение, направленное на историко-публицистическое описание научной деятельности выдающихся ученых мира в различных областях современных знаний. С 2007 года М.И. Баранов включился в учебно-педагогическую работу по совместительству в качестве профессора по кафедре «Инженерная электрофизика» НТУ «ХПИ». Не забывает он и об общественной работе в профсоюзном движении университета. С 2002 года активно сотрудничает с редакцией нашего журнала как автор статей, член редколлегии и рецензент. Он подготовил трех кандидатов технических и исторических наук. В настоящее время руководит подготовкой диссертаций еще двух соискателей. В 2010 г. был награжден знаком МОН Украины «За наукові досягнення». В период 2008-2016 гг. лично опубликовал четыре тома монографии «Избранные вопросы электрофизики» и три тома монографии «Антология выдающихся достижений в науке и технике». В качестве заместителя председателя специализированного совета Д64.050.08 при НТУ «ХПИ» по присуждению степеней доктора и кандидата технических наук занимается подготовкой научных кадров. М.И. Баранов является автором 79 изобретений и более 490 научных статей в ведущих научно-технических отечественных и зарубежных журналах.

Ректорат НТУ «ХПИ», руководство учебно-научного института «Энергетики, электроники и электромеханики», профком, сотрудники НИПКИ «Молния» и кафедры «Инженерная электрофизика» желают Михаилу Ивановичу крепкого здоровья, дальнейших творческих успехов в производственно-педагогической работе, науке и технике на благо нашей страны.

Редакционная коллегия, отмечая выдающуюся активность Михаила Ивановича как неизменного автора журнала «Електротехніка і електромеханіка», статьи которого публикуются практически в каждом выпуске журнала, присоединяется к этим пожеланиям и выражает надежду на дальнейшее многолетнее плодотворное сотрудничество.

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