

ISSN 2074-272X

науково-практичний
журнал 2019/3

ЕІЕ Електротехніка і **ЕІЕ** Електромеханіка

Electrical Engineering

& Electromechanics

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

Електротехнічні комплекси та системи.

Силова електроніка

Теоретична електротехніка та електрофізика

Техніка сильних електричних та магнітних полів.

Кабельна техніка

Електричні станції, мережі і системи

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

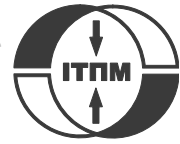
© Національний технічний університет "Харківський політехнічний інститут", 2019

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

Підписано до друку 20.06.2019 р. Формат 60 x 90 1/8. Папір – офсетний. Друк – лазерний. Друк. арк. 9,5.

Наклад 200 прим. Зам. № 66/172-03-2019. Ціна договірна.

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



ЗМІСТ

Електротехніка. Визначні події. Славетні імена

Баранов М.И. Антология выдающихся достижений в науке и технике. Часть 49:
Авиаконструктор Олег Антонов и его свершения в самолетостроении..... 3

Електричні машини та апарати

Болух В.Ф., Кашанский Ю.В., Щукин И.С. Влияние геометрических параметров индуктора и якоря на показатели линейного импульсного электромеханического преобразователя электродинамического типа 11

Baida Ye.I., Clemens M., Klymenko B.V., Korol O.G., Pustovoitov P.Ye. Application of the computing environment Maple to the calculation of the dynamics of the electromagnets in the complicated systems of forced control 18

Електротехнічні комплекси та системи. Силова електроніка

Андриенко П.Д., Немыкина О.В., Андриенко А.А. Влияние высших гармоник тока на выбор токопроводов систем питания кранов 24

Теоретична електротехніка та електрофізика

Vasetsky Yu.M., Mazurenko I.L., Bondarevskiy S.L. Parametric analysis and stray fields of toroidal superconducting magnetic energy storage 30

Техніка сильних електричних та магнітних полів. Кабельна техніка

Баранов М.И. Уточненный выбор допустимых сечений электрических проводов и кабелей в силовых цепях электрооборудования промышленной электроэнергетики 37

Беспрозванных А.В., Мирчук И.А., Кессаев А.Г. Технологические параметры режима охлаждения полимерной изоляции силовых кабелей 44

Бойко Н.И., Макогон А.В. Микро- и наносекундные разряды в газовых пузырях для обеззараживания и очистки воды 50

Електричні станції, мережі і системи

Коліушко Д.Г., Руденко С.С., Плічко А.В., Щербінін В.І. Модернізація комплексу типу ІК-1У для вимірювання опоры заземлювального пристрою блискавковідводів та опор ЛЕП 55

Лазуренко О.П., Мороз О.М., Тимчук С.О., Мірошник О.О., Савченко О.А. Оптимізація конструктивних параметрів автотрансформаторів в схемі плавлення ожеледі з безіндуктивним контуром на повітряних лініях електропередач 6-10 кВ 59

Нижевский И.В., Нижевский В.И. Расчетная оценка перенапряжений на изоляции оборудования подстанции при ударе молнии в ее молниеотвод 67

Ювілеї

Гурин Анатолий Григорьевич (к 80-летию со дня рождения) 74

Міліх Володимир Іванович (до 70-річчя з дня народження) 75

TABLE OF CONTENTS

Electrical Engineering. Great Events. Famous Names

Baranov M.I. An anthology of the distinguished achievements in science and technique. Part 49: Aircraft designer Oleg Antonov and his accomplishments in airplane design 3

Electrical Machines and Apparatus

Bolyukh V.F., Kashanskij Yu.V., Schukin I.S. Influence of geometrical parameters of the inductor and armature on the indicators of a linear pulse electromechanical converter of an electrodynamic type 11

Baida Ye.I., Clemens M., Klymenko B.V., Korol O.G., Pustovoitov P.Ye. Application of the computing environment Maple to the calculation of the dynamics of the electromagnets in the complicated systems of forced control 18

Electrotechnical Complexes and Systems. Power Electronics

Andrienko P.D., Nemykina O.V., Andrienko A.A. High current harmonics influence on the choice of conductors of crane power supply systems 24

Theoretical Electrical Engineering and Electrophysics

Vasetsky Yu.M., Mazurenko I.L., Bondarevskiy S.L. Parametric analysis and stray fields of toroidal superconducting magnetic energy storage 30

High Electric and Magnetic Field Engineering. Cable Engineering

Baranov M.I. Refined selection of allowable cross-sections of electrical conductors and cables in the power circuits of industrial electrical equipment taking into account emergency operating modes 37

Bezprozvannykh G.V., Mirchuk I.A., Kyessayev A.G. Technological parameters of the cooling mode of polymer insulation of power cables	44
Boyko M.I., Makogon A.V. The micro- and nanosecond discharges in gas bubbles for water disinfection and purification	50

Power Stations, Grids and Systems

Koliushko D.G., Rudenko S.S., Plichko A.V., Shcherbinin V.I. Modernization of the complex type IK-1U for measuring the impedance of the grounding device of a lightning arrester and supports of transmission lines	55
Lazurenko O.P., Moroz O.M., Tymchuk S.O., Miroshnyk O.O., Savchenko O.A. Optimization of design parameters of autotransformers in ice melting scheme with non-inductive circuit on 6-10 kV overhead power lines	59
Nizhevskiy I.V., Nizhevskiy V.I. Calculation estimation of overvoltage on insulation of the equipment of a substation at the lightning strike in its lightning arrester	67

Anniversaries

Guryn A.G. (on the 80th anniversary of his birth)	74
Milykh V.I. (on the 70th anniversary of his birth)	75

ШАНОВНІ ЧИТАЧІ!

Науково-практичний журнал «Електротехніка і Електромеханіка» – передплатне видання. Вартість передплати на 2019 рік – 644,94 грн., на два місяці – 107,49 грн., на чотири місяці – 214,98 грн., на шість місяців – 322,47 грн., на вісім місяців – 429,96 грн., на десять місяців – 537,45 грн. Передплатний індекс у каталозі ПАТ «УкрПошта»: 01216.

ШАНОВНІ АВТОРИ ЖУРНАЛУ!

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

Згідно Наказу МОН України №1412 від 18.12.2018 р. науково-практичний журнал «Електротехніка і Електромеханіка» включено до найвищої категорії «А» Переліку фахових видань України з технічних наук.

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

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

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

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

Журнал «Електротехніка і Електромеханіка» включений у довідник періодичних видань Ulrich's Periodical Directory, представлений у загальнодержавній реферативній базі даних «Україніка Наукова», реферативному журналі «Джерело», індексується у наукометричній базі даних Web of Science Core Collection: Emerging Sources Citation Index (ESCI), що рекомендована МОН України, а також у таких міжнародних базах даних: Index Copernicus (ICV 2017: 100.00), Российский Индекс Научного Цитирования – РИНЦ (ELIBRARY), і входить до баз даних EBSCO, ProQuest, GALE, DOAJ тощо.



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

М.И. Баранов

АНТОЛОГИЯ ВЫДАЮЩИХСЯ ДОСТИЖЕНИЙ В НАУКЕ И ТЕХНИКЕ. ЧАСТЬ 49: АВИАКОНСТРУКТОР ОЛЕГ АНТОНОВ И ЕГО СВЕРШЕНИЯ В САМОЛЕТОСТРОЕНИИ

Наведено короткий науково-історичний нарис про видатного українського авіаконструктора Олега Костянтиновича Антонова, що став одним з основоположників вітчизняного літакобудування. Описані основні науково-технічні досягнення О.К. Антонова в галузі літакобудування, що принесли славу радянської військової і цивільної авіації і нашій Вітчизні. Показано, що авіаконструктор О.К. Антонов заснував в м. Києві відому в світі українську авіаційну наукову школу. Під керівництвом авіаконструктора О.К. Антонова в його ОКБ було розроблено близько 100 типів літальних апаратів військового і цивільного призначення. Бібл. 13, рис. 17.

Ключові слова: авіаційна техніка, видатний український авіаконструктор Олег Антонов, основні досягнення в літакобудуванні, науково-історичний нарис.

Приведен краткий научно-исторический очерк о выдающемся украинском авиаконструкторе Олеге Константиновиче Антонове, ставшем одним из основоположников отечественного самолетостроения. Описаны основные научно-технические достижения О.К. Антонова в области самолетостроения, принесшие славу советской военной и гражданской авиации и нашему Отечеству. Показано, что авиаконструктор О.К. Антонов основал в г. Киеве известную в мире украинскую авиационную научную школу. Под руководством авиаконструктора О.К. Антонова в его ОКБ было разработано около 100 типов летательных аппаратов военного и гражданского назначения. Библ. 13, рис. 17.

Ключевые слова: авиационная техника, выдающийся украинский авиаконструктор Олег Антонов, основные достижения в самолетостроении, научно-исторический очерк.

Введение. Как известно, современный летательный аппарат (ЛА), включая и самолет, является сложным техническим объектом, содержащим разнообразные устройства и системы, в основе функционирования которых напрямую или опосредованно находится электричество. Для работы бортового оборудования любого ЛА необходимо постоянное и переменное электрическое напряжение, вырабатываемое различными мощными электроисточниками (например, аккумуляторами, машинными преобразователями, топливными элементами, гелиоустановками, малогабаритными ядерными генераторами и др.). Поэтому мировое самолетостроение неразрывно связано с электротехникой, пронизывающей всю современную технику. Рассматривая развитие самолетостроительной отрасли, мы одновременно рассматриваем и развитие электротехнической индустрии применительно к ЛА. Историю прогрессивного развития техники на нашей планете творят люди. Особенно это явно проявляется в творческой деятельности выдающихся ученых в той или иной области научно-технических знаний. Одной из таких выдающихся личностей в области отечественного самолетостроения стал украинский авиаконструктор, академик АН УССР (с 1968 г.) и АН СССР (с 1981 г.) Олег Константинович Антонов (рис. 1) [1].

Целью статьи является подготовка краткого научно-исторического очерка об одном из основоположников отечественного самолетостроения, выдающемся украинском авиаконструкторе О.К. Антонове.

1. Начало жизненного и творческого пути О.К. Антонова. Родился он 7 февраля 1906 г. в деревне Троицы Московской губернии Российской империи в русской дворянской семье Анны Ефимовны (в девичестве Бикорюкина) и Константина Константиновича Антоновых [1]. Отец Олега был инженером-строителем. В 1912 г. его семья переехала в г. Саратов, расположившийся на берегу великой реки Волги.

В период 1915-1922 гг. учился он вначале в Саратовском реальном училище (окончил два класса), а затем в средней школе (ныне это СШ №23 [1]). С юных лет О.К. Антонов интересовался авиатехникой и увлеченно занимался в школьном кружке любителей авиации. В 1924 г. во время обучения в Саратовском университете на путейском отделении он построил свой первый планер «Голубь» [1]. В 1925 г. Олег Антонов поступил на машиностроительный факультет Ленинградского политехнического института (ЛПИ), который окончил в 1930 г. и стал инженером-механиком.



Рис. 1. Выдающийся украинский авиаконструктор, Герой Труда, доктор технических наук, академик АН УССР и АН СССР Олег Константинович Антонов (07.02.1906 г. – 04.04.1984 г.) [1]

В 1933 г. О.К. Антонов, работая главным конструктором в планерном бюро «Осоавиахима» (г. Ленинград), был назначен на должность главного конструктора в конструкторское бюро (КБ) построенного в

© М.И. Баранов

г. Москве (в районе Тушино) первого в бывшем СССР планерного завода [2]. Перед данным КБ директивными органами страны были поставлены задачи по разработке новых легкокрылых машин, которые бы массово изготавливались на этом заводе. За пять лет работы в г. Москве О.К. Антоновым было сконструировано более 20 типов планеров, производимых на подмосковном заводе [3]. В 1938 г. этот завод был закрыт и О.К. Антонов оказался не у дел. В сложившейся ситуации ему пришлось обратиться к своему товарищу по Всесоюзным планерским слетам в Крыму (п. Коктебель), начальнику самолетостроительного опытно-конструкторского бюро (ОКБ) Александру Сергеевичу Яковлеву, ставшему со временем выдающимся российским авиаконструктором и трижды Героем Труда [2]. Так О.К. Антонов стал всего лишь ведущим инженером (после занимаемой им в г. Москве должности главного конструктора планерного КБ) в ОКБ А.С. Яковлева. Весной 1940 г. О.К. Антонов был назначен опять главным конструктором небольшого КБ при авиационном заводе в г. Ленинграде, а в первой половине 1941 г. его в прежней должности перевели на авиазавод №465 (г. Каунас, Литовская ССР). Здесь его и застала Великая Отечественная война (ВОВ). По прибытию его в г. Москву Наркомат авиапрома СССР поручил ему боевую задачу – срочное создание десантного планера [2]. И тут новый приказ – эвакуироваться за Урал в г. Тюмень и там создавать подобный планер. Так в военных условиях за пару месяцев О.К. Антонов со своими коллегами разработал транспортно-десантный планер типа А-7, оказавший огромную помощь партизанскому движению в годы ВОВ. Поэтому недаром О.К. Антонов в 1944 г. был награжден медалью «Партизану Отечественной войны». В феврале 1943 г. его вновь переводят в ОКБ генерал-майора А.С. Яковлева, где он становится его заместителем и занимается модернизацией знаменитой в период ВОВ гаммы боевых самолетов-истребителей, начиная от Як-3 и заканчивая Як-9 [3].

2. Основные достижения авиаконструктора О.К. Антонова в самолетостроении. Осенью 1945 г. О.К. Антонову предложили возглавить Сибирский филиал ОКБ А.С. Яковлева при авиазаводе имени В.П. Чкалова (г. Новосибирск). Он без раздумий согласился. Ему предстояло самостоятельно создавать не военные самолеты, а самолеты сельскохозяйственного и пассажирского назначения. Постановлением СМ СССР от 31.05.1946 г. этот филиал был преобразован в новое самолетостроительное ОКБ-153 и О.К. Антонов стал его главным конструктором [2]. Самолет-первенец этого ОКБ поднялся в воздух 31.08.1947 г. Им оказался известный сейчас в авиационном мире многоцелевой самолет типа Ан-2, ласково называемый в народе «Аннушка» (рис. 2). Отметим, что этот самолет оказался единственным в мире ЛА, производимым серийно более 50 лет [3]. Он завоевал славу исключительно надежной летающей машины. В 1952 г. О.К. Антонову и его соратникам за создание данного самолета была присуждена Сталинская (Государственная) премия второй степени. В том же 1952 г. О.К. Антонов и его ведущие специалисты переехали в г. Киев и стали организовывать практически с «нуля»

новое ОКБ-473 [2]. В этой связи стоит привести слова самого О.К. Антонова [2]: «...Коллектив не создается приказами, хотя они и нужны. Он не создается только собиранием и перестановкой людей. Коллектив объединяет не здание, в котором он работает. Главное, без чего коллектива не может быть, это единство цели. Создание дружного, работоспособного коллектива – труд особый, труд высшего порядка».



Рис. 2. Советский одномоторный поршневого пассажирский самолет-биплан типа Ан-2 «Аннушка» (известный многим как «Кукурузник») разработки авиаконструктора О.К. Антонова и его ОКБ-153 (1947 г., г. Новосибирск, СССР) [2]

Первым вкладом нового ОКБ в развитие советской военно-транспортной авиации стал двухмоторный газотурбинный самолет типа Ан-8 (рис. 3) [2].



Рис. 3. Советский двухмоторный газотурбинный военно-транспортный самолет типа Ан-8 разработки авиаконструктора О.К. Антонова и его ОКБ-473 (ведущий конструктор проекта – А.Я. Белолипецкий, 1958 г., г. Киев, УССР) [2]

В соответствии с Постановлением СМ СССР от 30.11.1955 г. киевскому ОКБ было поручено создание первого в стране четырехдвигательного турбовинтового пассажирского самолета для воздушных линий средней дальности и относительно малых длин посадочных полос. Им оказался самолет типа Ан-10 (рис. 4), запущенный в серийное производство в 1957 г. [2].



Рис. 4. Первый советский среднемагистральный четырехмоторный турбовинтовой пассажирский самолет типа Ан-10 разработки Главного авиаконструктора О.К. Антонова и его ОКБ-473 (1957 г., г. Киев, УССР) [2]

Самолеты Ан-10 перевезли не один миллион пассажиров по всей огромной советской стране [2, 3].

Новым правительственным заказом для О.К. Антонова и его ОКБ стала разработка четырехмоторного турбовинтового военно-транспортного самолета типа Ан-12 (рис. 5) [2]. Грузоподъемность этого самолета была доведена до 20 тонн. Он мог выполнять рейсы в Арктику на дрейфующие станции СССР «Северный полюс» и в Антарктику на станцию «Мирный» [2, 3].



Рис. 5. Советский четырехмоторный турбовинтовой военно-транспортный самолет типа Ан-12 разработки Главного авиаконструктора О.К. Антонова и его ОКБ-473 (1959 г., г. Киев, УССР) [2]

С 1959 г. этот самолет с взлетной массой в 61 тонну стал поставляться военно-воздушным силам страны. Он по своим тактико-техническим характеристикам значительно превышал зарубежные аналоги [2]. За создание самолета Ан-12 члены авторского коллектива от киевского ОКБ в 1962 г. были награждены Ленинской премией СССР. После создания самолетов Ан-10 и Ан-12 ОКБ-473, руководимое талантливым украинским авиаконструктором О.К. Антоновым, заняло заслуженное место в ряду ведущих самолетостроительных фирм советской страны [2, 3].

В 1960 г. на воздушные пассажирские линии нашей страны, а позже и многих зарубежных стран, «вышел» двухдвигательный турбовинтовой самолет типа Ан-24 (рис. 6), разработанный в киевском ОКБ под руководством О.К. Антонова [2]. Серийный выпуск самолетов типа Ан-24 продолжался до 1979 г. За это время было изготовлено около 1200 шт. машин, причем 1000 единиц из них было выпущено на Киевском авиазаводе «Авиант» [2]. Он обслуживал 450 воздушных линий в СССР. Эта летающая машина успешно экспортировалась в 25 стран планеты [2, 3].



Рис. 6. Ближнемагистральный двухмоторный турбовинтовой пассажирский самолет типа Ан-24 разработки авиаконструктора О.К. Антонова (1960 г., г. Киев, УССР) [2]

На базе конструкции пассажирского самолета типа Ан-24 с широким применением в ней клеесвар-

ных соединений многих элементов подобного ЛА в дальнейшем в киевском ОКБ были созданы: военно-транспортный самолет типа Ан-26 (рис. 7) и аэрофотосъемочный самолет типа Ан-30 (рис. 8) [2, 3].



Рис. 7. Советский двухмоторный турбовинтовой военно-транспортный самолет типа Ан-26 разработки авиаконструктора О.К. Антонова (1962 г., г. Киев, УССР) [2]



Рис. 8. Советский двухмоторный турбовинтовой аэрофотосъемочный самолет типа Ан-30 разработки авиаконструктора О.К. Антонова и его ОКБ-473 (1963 г., г. Киев, УССР) [2]

Следующим летающим «детищем» коллектива ОКБ, который возглавлял О.К. Антонов, стал первый в мире широкофюзеляжный военно-транспортный самолет типа Ан-22 «Антей» (рис. 9) [2]. Создание этого отечественного ЛА ознаменовало наступление нового этапа в мировом самолетостроении. По своим тактико-техническим характеристикам он превосходил все, что было создано в мировой авиации до него.



Рис. 9. Первый советский военно-транспортный четырехмоторный турбовинтовой самолет-гигант типа Ан-22 «Антей» (коммерческая нагрузка – 60 тонн; установил 12 мировых рекордов) разработки Генерального конструктора О.К. Антонова и его киевского ОКБ-473 (1965 г., г. Киев, УССР) [2]

Для создания самолета типа Ан-22 «Антей» потребовалось комплексное решение многих научно-конструкторских и технологических задач, а также проведение огромного объема экспериментальных работ [2]. На 26-м Международном авиакосмическом салоне в «Le Bourget» (1965 г., «Ле Бурже», г. Париж) этот отечественный самолет оказался в центре всеобщего внимания зрителей и специалистов и произвел настоящую научно-техническую сенсацию. Английская газета «Таймс» по этому случаю тогда написала

[2]: «...Благодаря этому самолету Советский Союз опередил все остальные страны в авиастроении». Доставка с помощью самолетов типа Ан-22 «Антей» крупногабаритных грузов (например, газотурбинных станций, роторных экскаваторов и грузовых автомобилей) на Крайний Север СССР подтвердила, что благодаря этому уникальному самолету транспортная авиация совершила новый прогрессивный шаг вперед.

В 1960-е годы киевское ОКБ под руководством своего Генерального конструктора О.К. Антонова (это высокое звание ему было присвоено в 1962 г.) продолжила работы по модернизации самолета Ан-26 и в результате чего разработала новую конструкцию отечественного транспортного высокогорного турбовинтового самолета-рекордсмена типа Ан-32 (рис. 10).



Рис. 10. Легкий двухмоторный турбовинтовой транспортный самолет типа Ан-32 разработки Генерального конструктора О.К. Антонова (1964 г., г. Киев, УССР) [2]

В 1976 г. было принято очередное Постановление СМ СССР по разработке и созданию взамен самолета типа Ан-26 киевским ОКБ нового двухмоторного турбореактивного военно-транспортного самолета, необходимого для необжитых районов страны с отсутствием бетонированных аэродромов [2]. 31 августа 1977 г. такой самолет, получивший название Ан-72 (рис. 11), успешно совершил свой первый полет. В 1978 г. самолет Ан-72 был запущен в опытное производство на Киевском авиазаводе, а в 1985 г. – в серийное производство на Харьковском авиазаводе [3].



Рис. 11. Советский двухмоторный турбореактивный военно-транспортный самолет типа Ан-72 (ласково называемый пилотами и авиационными специалистами «Чебурашка») разработки Генерального конструктора О.К. Антонова и его легендарного ОКБ (1978 г., г. Киев, УССР) [2]

Самолет типа Ан-72 имел также и гражданскую модификацию. Силовая установка этого самолета включала два мощных турбореактивных двигателя типа ТРДД Д-36, установленных над крылом для использования при его полете эффекта Коанда – роста подъемной силы за счет «прилипания» выхлопной струи к крылу [2]. Конструкция планера самолета типа Ан-72, в котором были широко применены компо-

зиционные материалы [4], выполнена цельнометаллической. Основные тактико-технические характеристики самолета типа Ан-72 [5]: максимальная скорость полета – 705 км/ч (его крейсерская скорость – 550 км/ч); дальность полета – 2700 км; потолок (высота подъема) – 10100 м; максимальная взлетная масса – 32 т; масса пустого самолета – 19,5 т; длина корпуса – 28 м; длина разбега – 800 м, а пробега – 450 м. Отметим, что со временем в СССР появилась модификация этого самолета, получившая название Ан-74 [2, 5].

Под научно-техническим руководством украинского авиаконструктора О.К. Антонова была успешно решена чрезвычайно сложная задача по разработке и созданию в СССР нового тяжелого дальнего военно-транспортного самолета типа Ан-124 «Руслан» (рис. 12) [2, 6]. Для этого Генеральный конструктор О.К. Антонов пошел на очень смелые для того времени технические решения. В частности, им на самолете подобного класса впервые в мире было применено стреловидное крыло суперкритического профиля [6].



Рис. 12. Советский тяжелый дальний четырехмоторный турбореактивный военно-транспортный самолет-гигант типа Ан-124 «Руслан» – «лебединая песня» Генерального конструктора О.К. Антонова (1982 г., г. Киев, УССР) [2]

Одним из технологических приемов, позволившим достичь высокого весового показателя для самолета типа Ан-124 «Руслан», стало широкое применение в нем композиционных материалов [4, 6]. На сегодняшний момент этот самолет является самым большим транспортным самолетом, выпускаемым серийно. Укажем, что военно-транспортный самолет типа Ан-124 «Руслан» в настоящее время используется в рамках сотрудничества со странами НАТО при перевозке крупногабаритных военных грузов (рис. 13) [2].



Рис. 13. Загрузка военного вертолета бундсвера Германии в военно-транспортный самолет типа Ан-124 «Руслан» международной авиатранспортной компании «Волга-Днепр» [2]

Подчеркнем то, что для любого в мире конструкторского бюро имеются особые проекты, в рабо-

те над которыми его специалисты достигали «вершины» своего профессионального мастерства. Для киевского ОКБ под руководством дважды академика (республиканской и союзной Академий наук) О.К. Антонова таким проектом оказался самолет типа Ан-124 «Руслан». Описывая особенности этого самолета, поставившего 30 мировых рекордов (по состоянию на 2006 г. на счету ОКБ имени О.К. Антонова было 483 мировых рекорда, 378 из которых не побиты до сих пор), специалисты часто используют слова «уникальный», «не имеющий аналогов в мировой авиации» и др. [2, 6]. Киевские авиастроители разработали и создали немало превосходных ЛА. Но даже в этом отечественном авиационном ряду самолет типа Ан-124 «Руслан» стоит монументальным техническим особняком [6]. Этот ЛА оказался последним, созданным под непосредственным научно-техническим руководством великого украинского авиастроителя О.К. Антонова.

Приведем основные тактико-технические характеристики самолета типа Ан-124 «Руслан» [6]: размах крыла – 73,3 м; длина корпуса – 69,1 м; высота – 20,8 м; масса пустого самолета – 173 т; максимальная взлетная масса – 405 т; нормальная взлетная масса – 392 т; силовая установка – четыре ТРДД Д-18Т; максимальная скорость полета – 865 км/ч; крейсерская скорость полета – (750-800) км/ч; дальность полета – 4500 км; потолок (высота подъема) – 9500 м; полезная полетная нагрузка – (120-150) т; экипаж – 6 человек.

Ориентируя коллектив киевского ОКБ на решение новых задач, О.К. Антонов в одном из своих последних выступлений говорил [2]: «... *Дальше идти можно только революционным путем, осваивая новые идеи. А пределов новой техники, как известно, не существует*». После кончины Генерального конструктора О.К. Антонова его авиационные замыслы воплощали в «жизнь» его талантливые последователи.

В декабре 1988 г. в ОКБ имени О.К. Антонова под руководством Генерального конструктора Петра Васильевича Балабуева был создан новый советский тяжелый дальний военно-транспортный турбореактивный самолет типа Ан-225 «Мрия» (рис. 14) [2, 7].



Рис. 14. Самый крупный в мире советский шестимоторный турбореактивный военно-транспортный самолет-гигант типа Ан-225 «Мрия» разработки ОКБ имени О.К. Антонова (1989 г., фото выполнено в процессе транспортировки этим самолетом космического аппарата-челнока «Буран») [2]

Самолет типа Ан-225 «Мрия» сверхбольшой грузоподъемности, созданный на базе конструкции самолета типа Ан-124 «Руслан», является самым крупным самолетом в мире. Предназначен он для транспортировки крупногабаритных грузов массой до 250 тонн

внутри фюзеляжа или на внешней подвеске в любую точку земного шара. Этот самолет может использоваться также как пусковой комплекс для военно-космических сил или ракет-носителей нового поколения [2, 7]. Изначально он создавался для перевозки с заводов-изготовителей СССР на южный космодром «Байконур» ряда компонентов супермощных ракет-носителей типа «Энергия» и советского космического корабля-челнока «Буран». Его первый испытательный полет состоялся 21 декабря 1988 г., что явилось огромной победой советской авиации. 22 марта 1989 г. самолет типа Ан-225 «Мрия» совершил свой полет с полезным грузом в 156,3 тонны на борту. В процессе этого полета самолета типа Ан-225 «Мрия» было установлено сразу 109 мировых авиационных рекордов.

Укажем ниже основные тактико-технические характеристики самолета типа Ан-225 «Мрия» [7]: размах крыла – 88,4 м; длина корпуса – 84 м; высота – 18,2 м; масса пустого самолета – 250 т; максимальная взлетная масса – 600 т; масса топлива – 300 т; силовая установка – шесть ТРДД Д-18Т; крейсерская скорость полета – 850 км/ч; практическая дальность полета – 15600 км; практический потолок – 11000 м; полезная полетная нагрузка – до 250 т; экипаж – 6 человек.

Отметим, что в 2001 г. соответствующими авиационными службами Украины на самолет Ан-225 «Мрия» были выданы сертификаты его соответствия стандартам самолетов для гражданской авиации. В настоящее время единственный летающий экземпляр самолета типа Ан-225 «Мрия» выполняет коммерческие грузовые перевозки в составе авиатранспортного подразделения Государственного предприятия (ГП) «Антонов» – украинской авиакомпании «Antonov Airlines» [7]. В период 10-15 мая 2016 г. самолет типа Ан-225 «Мрия» осуществил перелет по маршруту Украина-Австралия, совершив по пути четыре промежуточных посадки с дозаправкой топлива [7]. При этом полная дальность перелета с крупногабаритным грузом на борту (генератор фирмы «Brush SEM» массой 117 тонн) составила 15,5 тысяч км. На сегодня самолет типа Ан-225 «Мрия» является обладателем 250 мировых авиационных рекордов. Самолет типа Ан-225 «Мрия» занесен в Книгу рекордов Гиннеса [7].

В заключение этого раздела укажем, что НИПКИ «Молния» Харьковского политехнического института (ХПИ), называемого сейчас Национальным техническим университетом (НТУ) «ХПИ», имеет определенное отношение к разработке и созданию в ОКБ, возглавляемом О.К. Антоновым, ряда транспортных самолетов. При этом участие специалистов ХПИ заключалось в совместном решении с конструкторами ОКБ важных задач по обеспечению электромагнитной совместимости (ЭМС) и грозозащиты электронной аппаратуры таких ЛА (в частности, самолета типа Ан-124 «Руслан»). За выполнение данных работ ряд сотрудников НИПКИ «Молния» НТУ «ХПИ» дважды (в 2004 г. и 2014 г.) входили в состав авторских коллективов, члены которых были удостоены высокого звания лауреата Государственной премии Украины в области науки и техники. В настоящее время подобное научно-техническое сотрудничество на основе хозяйственных работ между НИПКИ «Молния» НТУ

«ХПИ» и ГП «Антонов» успешно продолжается. Его основными задачами являются вопросы обеспечения ЭМС и стойкости бортовых устройств и конструктивных элементов (например, топливных баков) самолетов конструкции «Антонов» к поражающему действию на них такого природного источника мощных импульсных электромагнитных помех (полей, токов и напряжений) как линейная молния. НИПКИ «Молния» НТУ «ХПИ» для моделирования воздействия на ЛА эффектов молнии располагает необходимым для этого высоковольтным высокоточным электрофизическим оборудованием собственного изготовления [8].

3. Общечеловеческие качества авиаконструктора О.К. Антонова. Каким человеком в жизни запомнили люди этого выдающегося украинского авиаконструктора? Внешне Олег Константинович выглядел гораздо моложе своих лет (рис. 15). Молодым он оставался и по духу. Его помнят человеком спортивного телосложения, хорошо одетым, элегантным, подчеркнуто интеллигентным и обходительным в общении. Он отличался редкой духовностью. Возможно это и помогло ему стать не просто знаменитым, а легендарным авиаконструктором [9]. Его отличительной особенностью как авиаконструктора является то, что он не создал ни одного боевого «ударного» самолета – штурмовика или бомбардировщика (безусловно, что для этого в бывшем СССР были другие специализирующиеся на этом ОКБ). Все его самолеты выпускались как пассажирские и транспортные. В каждой своей летающей машине О.К. Антонов предусматривал возможность для ее мирного применения. Он поражал всех, кто с ним сталкивался, своей высочайшей внутренней культурой, необыкновенной эрудицией и диапазоном своих интересов и увлечений [10]. Было бы наивно предполагать, что создание и внедрение в практику ЛА, разработанных под руководством О.К. Антонова, а также решение многих проблем в большом коллективе киевского ОКБ проходило без различных противоречий и конфликтов.

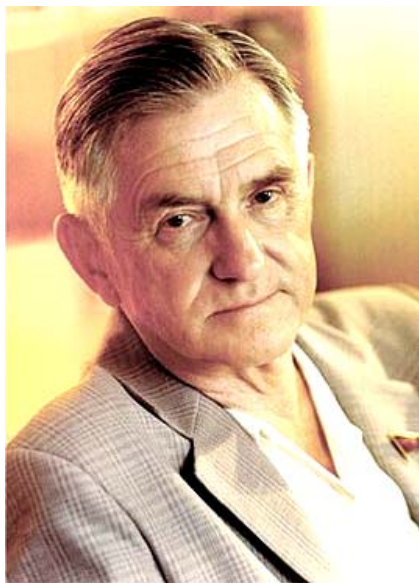


Рис. 15. Выдающийся авиаконструктор современности, академик О.К. Антонов в спокойной домашней обстановке в период успешного покорения им своих жизненных и творческих «вершин» (1970-е годы, г. Киев, УССР) [1]

Характерной чертой той советской эпохи, в которой творил О.К. Антонов, был бюрократизм. Часто единственным выходом из складывающейся в ОКБ и вне него ситуации оставалась борьба, которая отнимала у авиаконструктора бесконечно много сил и здоровья, подорванного тяжелым заболеванием (туберкулезом) в довоенное время [2]. Олег Константинович женился трижды. В 1936 г. Лидия Сергеевна Кочеткова родила ему сына Роллана. Елизавета Аветовна Шахатуни (авиаконструктор, проработавшая с ним не один десяток лет) – дочь Анну. А третья молодая жена Эльвира Павловна – сына Андрея и дочь Елену. Самым удивительным здесь является то, что со всеми супругами авиаконструктор до самой своей смерти (умер он от инсульта и похоронен на Байковом кладбище, г. Киев) общался сердечно и по-дружески [8]. Кстати, после третьего брака Генерального конструктора ОКБ его начальство ругало за «стариковские шалости» (разбирательства не было, но соответствующая «проработка» была) [2]. Нам можно только мысленно представить себе, что каких нервов «стоило» все это Олегу Константиновичу и чем приходилось «платить» ему за свои производственные и семейные победы.

На работе О.К. Антонов всегда был решительно против административно-командных методов управления. Он практически никогда не приказывал. В присущей ему интеллигентной форме он сотруднику советовал или просил его о выполнении того или иного задания. Став всемирно известным авиаконструктором, Олег Константинович поражал подчиненных своей весьма легкой доступностью [9]. Он обладал удивительной способностью распознавать талантливых людей. Всеми возможными путями и силами он поддерживал их начинания и устремления. Старался пригласить их к себе на работу. Эту поддержку одаренных людей О.К. Антонов переносил и на студентов, успешно занимаясь с 1977 г. преподавательской работой (он имел ученое звание профессора) в Харьковском авиационном институте (ХАИ) имени Н.Е. Жуковского (в этом учебном заведении он многие годы заведовал кафедрой «Конструкции самолетов») и готовя для авиастроения Украины новую достойную смену [2, 9]. Под его «крылом» произошло становление многих известных в Украине и за ее пределами авиаконструкторов. В киевском ОКБ, руководимом академиком О.К. Антоновым, сложилась признанная в мире украинская авиационная научная школа [9, 10].

Из воспоминаний Е.А. Шахатуни (близкого соратника О.К. Антонова и лауреата Ленинской премии СССР) [2]: «...Главное, что характеризует Олега Константиновича, это его безусловная талантливость, исключительная любовь к своему делу и, конечно, интеллигентность. Эти качества в первую очередь определяли взаимоотношения его с коллективом. Все, кто приходил работать к Олегу Константиновичу, немедленно заражались его одержимостью. Он умел так расставить людей, чтобы в работе их не подталкивать. Сотрудники сами становились носителями его устремлений и его идей».

В столице Украины г. Киеве 31 мая 2012 г. на территории легендарного ОКБ-473 в честь его бывше-

го научно-технического руководителя, выдающегося украинского авиаконструктора, академика О.К. Антонова был открыт бронзовый памятник (рис. 16) [11].



Рис. 16. Бронзовый памятник руководителю легендарного ОКБ-473 Олегу Константиновичу Антонову, установленный на территории Авиационного научно-технического комплекса имени О.К. Антонова (скульптор А. Шаталов; г. Киев, ул. Академика Туполева, 3, Украина) [11]

В первой столице Украины г. Харькове 26 мая 2012 г. на одной из стен главного учебного корпуса ХАИ имени Н.Е. Жуковского, называемого в настоящее время Национальным аэрокосмическим университетом имени Н.Е. Жуковского, в честь его преподавателя-профессора, академика О.К. Антонова была открыта бронзовая мемориальная доска (рис. 17) [12].



Рис. 17. Мемориальная доска в честь Генерального конструктора легендарного ОКБ-473 О.К. Антонова, установленная на стене учебного корпуса ХАИ имени Н.Е. Жуковского (ныне Национальный аэрокосмический университет имени Н.Е. Жуковского, г. Харьков, ул. Чкалова, 17, Украина) [12]

4. Награды и знаки отличия О.К. Антонова. За выдающиеся заслуги Олега Константиновича Антонова в области отечественного самолетостроения с 19 ноября 1984 г. киевское ОКБ стало называться ОКБ имени О.К. Антонова, историческим приемником которого стало ГП «Антонов», входящее ныне в состав Государственного концерна «Укроборонпром» [13].

За большие успехи в конструировании новой авиационной техники и в связи с 60-летием со дня

рождения О.К. Антонову в 1966 г. было присвоено звание Героя Труда и вручена золотая медаль «Серп и Молот». Он стал кавалером шести орденов (1944 г., 1945 г., 1957 г., 1966 г., 1971 г., 1975 г.) советской страны. За доблестный труд в период ВОВ был награжден рядом боевых медалей. Стал лауреатом Государственной (1952 г.) и Ленинской (1962 г.) премий СССР, а также Заслуженным деятелем науки и техники УССР. В 1976 г. творческий труд выдающегося авиаконструктора был отмечен Государственной премией страны в области науки и техники за создание и внедрение пассажирского турбовинтового самолета Ан-24. Он был удостоен Золотой медали имени А.Н. Туполева АН СССР (1979 г.). Стал почетным гражданином г. Саратова (1981 г.). Его именем были названы улицы в г. Киеве, г. Саратове, г. Виннице и г. Улан-Удэ. Имя О.К. Антонова носит проспект в г. Ульяновске. В 2006 г. были выпущены почтовые марки Украины и России, посвященные О.К. Антонову и наиболее известным самолетам его конструкции.

Выводы. Выдающийся украинский авиаконструктор, академик АН УССР и АН СССР Олег Константинович Антонов, являвшийся в период 1952-1984 гг. авторитетным научно-техническим руководителем известного во всем мире легендарного советского самолетостроительного ОКБ-473 (г. Киев), внес огромный личный вклад в развитие отечественной военно-транспортной и гражданской авиации. Под его непосредственным конструкторским началом было разработано и построено около 100 типов ЛА, включая и захватывающее увлечение его молодости – легкокрылые планеры. Триумфом его авиационного таланта стал уникальный четырехмоторный турбореактивный военно-транспортный самолет-гигант типа Ан-124 «Руслан», обладающий грузоподъемностью (полезной нагрузкой) до 150 тонн и выполняющий коммерческие рейсы по всему земному шару и поныне, надежно перевозя тяжелое дорогостоящее крупногабаритное оборудование на дальние расстояния. В настоящее время его авиационное дело в Украине продолжают творчески окрыленные ученики и последователи этого талантливого ученого и конструктора.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. https://ru.wikipedia.org/wiki/Антонов,_Олег_Константинович.
2. <http://nk.org.ua/tehnologii/okantonov-okrylennyiy-mechtoy-106820>.
3. <http://to-name.ru/biography/oleg-antonov.htm>.
4. Baranov M.I. An anthology of the distinguished achievements in science and technique. Part 41: Composite materials: their classification, technologies of making, properties and application domains in modern technique // Electrical engineering & electromechanics. – 2017. – no.6. – pp. 3-13. doi: 10.20998/2074-272X.2017.6.01.
5. <https://ru.wikipedia.org/wiki/Ан-72>.
6. <https://militaryarms.ru/voennaya-texnika/aviaciya/an-124-ruslan>.
7. <https://ruspekh.ru/events/item/ispytatelnyj-polet-samoljota-an-225-mriya>.
8. Baranov M.I., Buriakovskiy S.G., Rudakov S.V. The tooling in Ukraine of model tests of objects of energy, aviation and space-rocket engineering on resistibility to action of pulsed current of artificial lightning // Electrical engineering & electromechanics.

- chanics. – 2018. – no.4. – pp. 45-53. doi: 10.20998/2074-272X.2018.4.08.
9. http://www.stoletie.ru/sozidateli/legendarnyj_aviakonstruktor_686.htm.
10. Бондарь О.И. О.К. Антонов – многогранность таланта. – Киев: Аэрохобби, 2012. – 192 с.
11. <http://www.warheroes.ru/hero/hero.asp?id=21788>.
12. <http://www.warheroes.ru/hero/hero.asp?id=18548>.
13. [https://ru.wikipedia.org/wiki/Антонов_\(компания\)](https://ru.wikipedia.org/wiki/Антонов_(компания)).

REFERENCES

1. Available at: [https://en.wikipedia.org/wiki/Oleg_Antonov_\(aircraft_designer\)](https://en.wikipedia.org/wiki/Oleg_Antonov_(aircraft_designer)) (accessed 15 June 2017).
2. Available at: <http://nk.org.ua/tehnologii/okantonov-okrylennyiy-mechtoy-106820> (accessed 08 May 2018). (Rus).
3. Available at: <http://to-name.ru/biography/oleg-antonov.htm> (accessed 12 April 2017). (Rus).
4. Baranov M.I. An anthology of the distinguished achievements in science and technique. Part 41: Composite materials: their classification, technologies of making, properties and application domains in modern technique. *Electrical engineering & electromechanics*, 2017, no.6, pp. 3-13. doi: 10.20998/2074-272X.2017.6.01.
5. Available at: https://en.wikipedia.org/wiki/Antonov_An-72 (accessed 25 October 2017).
6. Available at: <https://militaryarms.ru/voennaya-texnika/aviaciya/an-124-ruslan> (accessed 22 May 2017). (Rus).
7. Available at: <https://ruspekhn.ru/events/item/ispytatelnyj-polet-samoljota-an-225-mriya> (accessed 10 July 2017). (Rus).
8. Baranov M.I., Buriakovskiy S.G., Rudakov S.V. The tooling in Ukraine of model tests of objects of energy, aviation and space-rocket engineering on resistibility to action of pulsed current of artificial lightning. *Electrical engineering & electromechanics*, 2018, no.4, pp. 45-53. doi: 10.20998/2074-272X.2018.4.08.
9. Available at: http://www.stoletie.ru/sozidateli/legendarnyj_aviakonstruktor_686.htm (accessed 10 January 2018). (Rus).
10. Bondar' O.I. *O.K. Antonov – mnogogrannost' talanta* [O.K. Antonov is many-sided nature of talent]. Kyiv, AeroHobby Publ., 2012. 192 p. (Rus).
11. Available at: <http://www.warheroes.ru/hero/hero.asp?id=21788> (accessed 12 September 2017). (Rus).
12. Available at: <http://www.warheroes.ru/hero/hero.asp?id=18548> (accessed 28 November 2017). (Rus).
13. Available at: <https://en.wikipedia.org/wiki/Antonov> (accessed 23 July 2017).

Поступила (received) 25.10.2018

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

M.I. Baranov

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

An anthology of the distinguished achievements in science and technique. Part 49: Aircraft designer Oleg Antonov and his accomplishments in airplane design.

Purpose. Preparation of short scientifically-historical essay about one of founders of domestic aircraft design, prominent Ukrainian aircraft designer O.K. Antonov. **Methodology.** Known scientific methods of collection, analysis and analytical treatment of scientific and technical information, touching becoming and development of Soviet aviation and resulted in scientific monographs, journals and internet reports. **Results.** A short scientifically-historical essay is resulted about the prominent Ukrainian aircraft designer Oleg Konstantinovich Antonov, becoming one of founders of Soviet military cargo and civil aviation. Basic scientific and technical achievements of the glorified aircraft designer O.K. Antonov are indicated and team of headed them in the period of 1952-1984 of legendary Design Bureau 473 (Kyiv) in area of aircraft design, bringing a domestic aviation around to world heights. Basic tactical and technical descriptions are described created under his scientific and technical guidance of such types of passenger airplanes known in the world as An-2, An-10 and An-24, and also troop-carriers of type An-12, An-22 «Antaeus», An-26, An-30, An-32, An-72 and An-124 «Ruslan». Short information is resulted about tactical and technical descriptions of the largest in the world of heavy distant turbo-jet military cargo airplane type An-225 «Mriya», created in 1980-th years in Design Bureau named after O.K. Antonov. It is marked that under scientific and technical guidance of aircraft designer O.K. Antonov in the former USSR about 100 types of aircrafts of the military and civil aircrafts were developed and created. It is pointed out that Doctor of Technical Sciences, Academician of the Academy of Sciences the Ukrainian SSR and of the Academy of Sciences the USSR became a founder acknowledged in the world of Ukrainian aviation scientific school. Information, touching common to all mankind qualities of this great aircraft designer, is resulted, and also handed O.K. Antonov for merits before Homeland of governmental rewards, bonuses and other insignia, underlining his prominent contribution to development of domestic aircraft construction. **Originality.** Certain systematization is executed known from scientific journals and other mass of scientific and technical materials media, touching becoming and development in the period of 20-21-th centuries of Soviet aviation and ponderable scientific and technical contribution to the military and civil aircraft design of the prominent Ukrainian aircraft designer O.K. Antonov. **Practical value.** Scientific popularization and deepening for the students of higher school, engineering, technical and scientific workers of scientific and technical knowledge in area of history of becoming and development of Soviet aircraft design, extending their scientific and technical range of interests and further development of scientific and technical progress in society. References 13, figures 17.

Key words: aviation technique, prominent Ukrainian aircraft designer Oleg Antonov, basic achievements in airplane design, scientifically-historical essay.

В.Ф. Боллох, Ю.В. Кашанский, И.С. Щукин

ВЛИЯНИЕ ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ИНДУКТОРА И ЯКОРЯ НА ПОКАЗАТЕЛИ ЛИНЕЙНОГО ИМПУЛЬСНОГО ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКОГО ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯ ЭЛЕКТРОДИНАМИЧЕСКОГО ТИПА

Розроблена ланцюгова математична модель лінійного імпульсного електромеханічного перетворювача (ЛІЕП) електродинамічного типу. Отримано рекурентні співвідношення для розрахунку взаємопов'язаних електромагнітних, механічних і теплових процесів. Встановлено, що при збільшенні товщини квадратної мідної шини котушок індуктора і якоря від 1,0 до 2,5 мм збільшуються амплітуда і величина імпульсу електродинамічних зусиль (ЕДЗ). Максимальна швидкість якоря найбільша у ЛІЕП, котушки індуктора і якоря якого намотані шиною товщиною 1,5 мм. Найбільше значення ККД у ЛІЕП, котушки якого намотані шиною товщиною 2,0 мм. При збільшенні кількості шарів шини котушки індуктора амплітуда ЕДЗ знижується істотно, а величина імпульсу ЕДЗ – незначно. Внаслідок цього знижуються максимальна швидкість якоря, ККД і перевищення температури котушок. Найбільша амплітуда ЕДЗ реалізується в ЛІЕП при мінімальній кількості шарів шин котушок індуктора і якоря, а найбільша величина імпульсу ЕДЗ виникає при максимальній їх кількості. При цьому найбільші значення амплітуди і імпульсу ЕДЗ виникають за умови, коли число шарів шини котушок однакові. Найбільший ККД (21,82 %) реалізується в ЛІЕП, у якого котушки індуктора і якоря намотані в чотири шари квадратної шини товщиною 2,0 мм. На базі ЛІЕП електродинамічного типу була виготовлена і випробувана модель катапульти для запуску безпілотного літального апарату. Бібл. 12, рис. 6.

Ключові слова: лінійний імпульсний електромеханічний перетворювач електродинамічного типу, ланцюгова математична модель, рекурентні співвідношення, геометричні параметри котушок індуктора і якоря, електродинамічні зусилля, ККД.

Разработана ценная математическая модель линейного импульсного электромеханического преобразователя (ЛИЭП) электродинамического типа. Получены рекуррентные соотношения для расчета взаимосвязанных электромагнитных, механических и тепловых процессов. Установлено, что при увеличении толщины квадратной медной шины катушек индуктора и якоря от 1,0 до 2,5 мм увеличиваются амплитуда и величина импульса электродинамических усилий (ЭДУ). Максимальная скорость якоря наибольшая у ЛИЭП, катушки индуктора и якоря которого намотаны шиной толщиной 1,5 мм. Наибольшее значение КПД у ЛИЭП, катушки которого намотаны шиной толщиной 2,0 мм. При увеличении количества слоев шины катушки индуктора амплитуда ЭДУ уменьшается существенно, а величина импульса ЭДУ – незначительно. Вследствие этого снижаются максимальная скорость якоря, КПД и превышения температуры катушек. Наибольшая амплитуда ЭДУ реализуется в ЛИЭП при минимальном количестве слоев шин катушек индуктора и якоря, а наибольшая величина импульса ЭДУ возникает при максимальном их количестве. При этом наибольшие значения амплитуды и импульса ЭДУ возникают при условии, когда количество слоев шин катушек одинаковы. Наибольший КПД (21,82 %) реализуется в ЛИЭП, у которого катушки индуктора и якоря намотаны в четыре слоя квадратной шины толщиной 2,0 мм. На базе ЛИЭП электродинамического типа была изготовлена и испытана модель катапульти для запуска беспилотного летательного аппарата. Библ. 12, рис. 6.

Ключевые слова: линейный импульсный электромеханический преобразователь электродинамического типа, ценная математическая модель, рекуррентные соотношения, геометрические параметры катушек индуктора и якоря, электродинамические усилия, КПД.

Введение. Линейные импульсные электромеханические преобразователи (ЛИЭП) позволяют обеспечить высокую скорость исполнительного элемента (ИЭ) на коротком активном участке и/или создать мощные силовые импульсы при незначительном его перемещении [1-3]. Такие преобразователи используются во многих отраслях науки и техники в качестве электромеханических ускорителей и ударно-силовых устройств [4, 5]. Одним из перспективных представляется ЛИЭП электродинамического типа [6, 7]. В этом преобразователе, имеющем коаксиальную конфигурацию, неподвижный индуктор и ускоряемый якорь выполнены в виде монолитных дисковых катушек, которые пропитаны эпоксидной смолой. Соединенные последовательно индуктор и якорь плотно намотаны одной и той же медной шиной. В них возбуждается ток от импульсного источника питания, содержащего емкостной накопитель энергии (ЕНЭ) [4, 8]. Якорь соединяется с индуктором и с источником питания при помощи подвижных (гибких или скользящих) тоководов. Индуктор и якорь соединены

встречно по магнитному полю, вследствие чего между ним действуют электродинамические усилия (ЭДУ) отталкивания. Эти ЭДУ вызывают аксиальное перемещение якоря относительно неподвижного индуктора (рис. 1,а).

В процессе работы ЛИЭП происходит изменение магнитной связи между якорем и индуктором. Кроме того их активные сопротивления увеличиваются из-за нагрева импульсным током высокой плотности. Эти особенности рабочего процесса необходимо учитывать в математической модели ЛИЭП электродинамического типа [9]. При работе в динамическом режиме с быстрым изменением электромагнитных, механических и тепловых параметров эффективность ЛИЭП недостаточно высока, что связано, в частности, с отсутствием обоснований по выбору геометрических параметров активных элементов – катушек индуктора и якоря.

Целью статьи является исследование влияния геометрических параметров, а именно, количества слоев и сечения медной шини катушек индуктора и

© В.Ф. Боллох, Ю.В. Кашанский, И.С. Щукин

якоря на силовые и скоростные показатели ЛИЭП электродинамического типа.

Математическая модель. Рассмотрим математическую модель ЛИЭП электродинамического типа, в которой используются сосредоточенные параметры индуктора и якоря. Будем полагать, что неподвижный индуктор и ускоряемый якорь выполнены в виде коаксиально установленных круглых дисковых многовитковых катушек, которые плотно намотаны одной и той же медной шиной квадратного сечения.

Для учета взаимосвязанных электрических, магнитных, механических и тепловых процессов, а также ряда нелинейных зависимостей решения уравнений, описывающих указанные процессы, представим в рекуррентном виде [10].

При подаче пускового импульса на тиристор VS возбуждение индуктора и якоря осуществляется аperiodическим полярным импульсом от ЕНЭ C , шунтированного обратным диодом VD (рис. 1, б). Полагаем, что в импульсном источнике питания сопротивления диода VD и тиристора VS в прямом направлении пренебрежимо малы, а в обратном направлении их проводимости столь же малы.

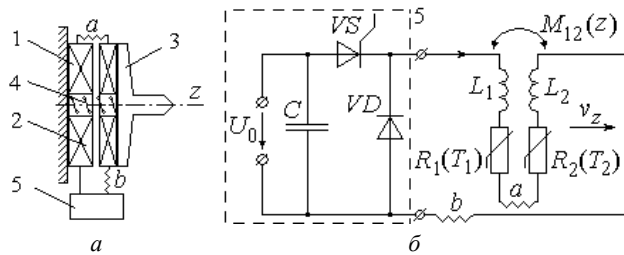


Рис. 1. Конструктивная (а) и электрическая (б) схемы ЛИЭП электродинамического типа: 1 – индуктор; 2 – якорь; 3 – ИЭ; 4 – возвратная пружина; 5 – источник питания; а, б – гибкие токовводы

Электрические процессы в ЛИЭП электродинамического типа на временном интервале $\{0, t_1\}$, где t_1 – время, при котором напряжение ЕНЭ $u_C = 0$, можно описать уравнением:

$$[R_1(T_1) + R_2(T_2)] \cdot i + \frac{d\psi}{dt} + \frac{1}{C} \int_0^t idt = 0, \quad u_C(0) = U_0, \quad (1)$$

где $n = 1, 2$ – индексы индуктора и якоря соответственно; R_n, T_n, L_n – активное сопротивление, температура и индуктивность n -го элемента; M_{12} – взаимная индуктивность между индуктором и якорем, перемещаемым вдоль оси z со скоростью v_z :

$$\frac{d\psi}{dt} = [L_1 - 2M_{12}(z) + L_2] \frac{di}{dt} - 2iv_z(t) \frac{dM_{12}}{dz}. \quad (2)$$

Подставляя уравнение (2) в (1) получаем:

$$\left(R_1(T_1) + R_2(T_2) - 2v_z(t) \frac{dM_{12}}{dz} \right) \cdot i + [L_1 - 2M_{12}(z) + L_2] \frac{di}{dt} + \frac{1}{C} \int_0^t idt = 0. \quad (3)$$

Решение уравнения (3) представим в виде:

$$i = A_1 \exp(\alpha_1 t) + A_2 \exp(\alpha_2 t), \quad (4)$$

где A_1, A_2 – произвольные постоянные,

$$\alpha_{1,2} = -0,5 \frac{\Theta}{\Xi} \pm \left[0,25 \left(\frac{\Theta}{\Xi} \right)^2 - \frac{1}{\Xi C} \right]^{0,5} - \text{корни характеристического уравнения; } \Xi = L_1 - 2M_{12}(z) + L_2; \Theta = R_1(T_1) + R_2(T_2) - 2v_z(t) \frac{dM_{12}}{dz}.$$

Для представления решения в рекуррентном виде определим значения произвольных постоянных в момент времени t_k .

Если $\Theta > 2\sqrt{\Xi C^{-1}}$, то после ряда преобразований получаем:

$$A_{1,2} = \frac{u_C(t_k) + \Theta \cdot i(t_k) + \alpha_{2,1} \Xi \cdot i(t_k)}{\Xi \exp(\alpha_{1,2} t_k) (\alpha_{2,1} - \alpha_{1,2})}. \quad (5)$$

Подставляя выражения (5) в уравнение (4) получаем выражение для тока:

$$i(t_{k+1}) = \frac{u_C(t_k) + \Theta \cdot i(t_k)}{\Xi(\alpha_2 - \alpha_1)} [\exp(\alpha_1 \Delta t) - \exp(\alpha_2 \Delta t)] + \frac{i(t_k)}{\alpha_2 - \alpha_1} [\alpha_2 \exp(\alpha_1 \Delta t) - \alpha_1 \exp(\alpha_2 \Delta t)], \quad (6)$$

где $\Delta t = t_{k+1} - t_k$.

Напряжение на ЕНЭ:

$$u_C(t_{k+1}) = \frac{u_C(t_k) + \Theta \cdot i(t_k)}{\alpha_2 - \alpha_1} [\alpha_2 \exp(\alpha_1 \Delta t) - \alpha_1 \exp(\alpha_2 \Delta t)] + \Xi \frac{i(t_k)}{\alpha_2 - \alpha_1} [\alpha_2^2 \exp(\alpha_1 \Delta t) - \alpha_1^2 \exp(\alpha_2 \Delta t)] \quad (7)$$

Если $\Theta < 2\sqrt{\Xi C^{-1}}$, то корни характеристического уравнения представим в виде:

$$\alpha_{1,2} = -\delta \pm j\omega_1 = \omega_0 \exp(j(\pi \pm \theta)), \quad (8)$$

где $\delta = 0,5\Theta\Xi^{-1}$; $\theta = \arctg(4\Xi\Theta^{-2}C^{-1} - 1)^{0,5}$;

$$\omega_0 = (\Xi C)^{-0,5}; \quad \omega_1 = (\Xi^{-1}C^{-1} - 0,25\Theta^2\Xi^{-2})^{0,5}.$$

Подставляя значения корней (8) в уравнения (6) и (7) и учитывая, что

$$2j \sin(\omega_1 \Delta t) = \exp(j\omega_1 \Delta t) - \exp(-j\omega_1 \Delta t),$$

получаем:

$$i(t_{k+1}) = -\omega_1^{-1} \exp(-\delta \Delta t) \left\{ \Xi^{-1} [u_C(t_k) + \Theta \cdot i(t_k)] \sin(\omega_1 \Delta t) + \omega_0 i(t_k) \sin(\omega_1 \Delta t - \theta) \right\}. \quad (9)$$

Напряжение на ЕНЭ:

$$u_C(t_{k+1}) = -\omega_0 \omega_1^{-1} \exp(-\delta \Delta t) \left\{ [u_C(t_k) + \Theta \cdot i(t_k)] \times \sin(\omega_1 \Delta t - \theta) + i(t_k) \omega_0 \Xi \sin(\omega_1 \Delta t - 2\theta) \right\}. \quad (10)$$

Если $\Theta = 2\sqrt{\Xi C^{-1}}$, то $\delta = \omega_0$ и ток равен:

$$i(t_{k+1}) = \exp(-\delta \Delta t) \Delta t \left\{ i(t_k) \delta - \Xi^{-1} [u_C(t_k) + \Theta \cdot i(t_k)] \right\}. \quad (11)$$

Напряжение на ЕНЭ:

$$u_C(t_{k+1}) = [u_C(t_k) - i(t_k) \Xi \delta + \Theta \cdot i(t_k)] (\delta \Delta t + 1) \times \exp(-\delta \Delta t) + i(t_k) (\Xi \delta - \Theta). \quad (12)$$

Ток в ЛИЭП на временном интервале $\{t_1, \infty\}$, изменяется по закону:

$$i(t_{k+1}) = i(t_k) \exp(-\Theta \Xi^{-1} \Delta t). \quad (13)$$

Механические процессы ЛИЭП можно описать уравнением:

$$i^2(t) \frac{dM}{dz} = (m_a + m_2) \frac{dv_z}{dt} + K_p \Delta z(t) + K_T v_z(t) + 0,125\pi\gamma_a \beta_a D_{2m}^2 v_z^2(t), \quad (14)$$

где m_2 , m_a – масса якоря и ИЭ соответственно; K_p – коэффициент упругости возвратной пружины; $\Delta z(t)$ – величина перемещения якоря с ИЭ; K_T – коэффициент динамического трения; γ_a – плотность среды перемещения; β_a – коэффициент аэродинамического сопротивления; D_{2m} – наружный диаметр ИЭ.

Эффективность аксиального силового воздействия на якорь будем оценивать величиной импульса ЭДУ [11]:

$$P_1 = \int F(z, t) dt, \quad (15)$$

где $F(z, t)$ – мгновенное значение аксиальных ЭДУ, действующих на якорь.

На основании уравнения (14) величину перемещения якоря с ИЭ можно представить в виде рекуррентного соотношения:

$$s(t_{k+1}) = s(t_k) + v_z(t_k) \Delta t + g \Delta t^2 / (m_a + m_2), \quad (16)$$

где $v_z(t_{k+1}) = v_z(t_k) + g \Delta t / (m_a + m_2)$ – скорость якоря с ИЭ вдоль ос z ;

$$g = i^2(t_k) \frac{dM}{dz}(z) - K_p \Delta z(t_k) - K_T v_z(t_k) - 0,125\pi\gamma_a \beta_a D_{2m}^2 v_z^2(t_k).$$

Тепловые процессы. При отсутствии перемещения якоря, что происходит либо до начала прямого хода, либо после обратного хода, между катушками индуктора и якоря существует тепловой контакт через изоляционную прокладку. Температуры n -ых активных элементов ЛИЭП электродинамического типа при этом можно описать рекуррентным соотношением [12]:

$$T_n(t_{k+1}) = T_n(t_k) \xi + (1 - \xi) \left[\pi^{-1} i_n(t_k) R_n(T_n) (D_{en}^2 - D_{in}^2)^{-1} + 0,25\pi T_0 D_{en} H_n \alpha_{Tn} + T_m(t_k) \lambda_a(T) d_a^{-1} \right] \left\{ 0,25\pi \alpha_{Tn} D_{en} H_n + \lambda_a(T) d_a^{-1} \right\}^{-1}, \quad (17)$$

$$\text{где } \xi = \exp \left\{ - \frac{\Delta t}{C_n(T_n) \gamma_n} \left(0,25 D_{en} \alpha_{Tn} + \frac{\lambda_a(T)}{d_a H_n} \right) \right\};$$

$\lambda_a(T)$ – коэффициент теплопроводности изоляционной прокладки; d_a – толщина прокладки; D_{en} , D_{in} – внешний и внутренний диаметры активных элементов соответственно; α_{Tn} – коэффициент теплоотдачи n -ого активного элемента; C_n – теплоемкость n -ого активного элемента

Температуры n -ых активных элементов при перемещении якоря и отсутствии теплового контакта между якорем и индуктором можно описать рекуррентным соотношением:

$$T_n(t_{k+1}) = T_n(t_k) \chi + (1 - \chi) \left[T_0 + 4\pi^{-2} i_n(t_k) R_n(T_n) \alpha_{Tn}^{-1} \times D_{en}^{-1} H_n^{-1} (D_{en}^2 - D_{in}^2)^{-1} \right], \quad (18)$$

$$\text{где } \chi = \exp \left\{ - 0,25 \Delta t D_{en} \alpha_{Tn} C_n^{-1} (T_n) \gamma_n^{-1} \right\}.$$

Начальные условия математической модели ЛИЭП имеют следующий вид:

$$T_n(0) = T_0 - \text{температура } n\text{-ого активного элемента;}$$

$i_n(0) = 0$ – ток n -ого активного элемента;

$s(0) = s_0$ – исходное осевое расстояние между катушками якоря и индуктора;

$u_c(0) = U_0$ – напряжение ЕНЭ;

$v_z(0) = 0$ – скорость якоря вдоль оси z .

КПД ЛИЭП электродинамического типа будем оценивать соотношением:

$$\eta = 100 \frac{(m_2 + m_a) v_z^2 + K_p s^2}{C U_0^2} \%. \quad (19)$$

Основные параметры ЛИЭП электродинамического типа. Рассмотрим ЛИЭП, у которого подвижный якорь и неподвижный индуктор выполнены в форме плоских коаксиально установленных дисковых катушек. У якоря одна торцевая сторона обращена к индуктору, а вторая взаимодействует с ИЭ. Индуктор ($n=1$) и якорь ($n=2$) плотно намотаны K_{pn} слоями медной шины квадратного сечения толщиной a . Внешний диаметр n -го элемента $D_{en}=100$ мм, внутренний диаметр – $D_{in}=10$ мм. ЕНЭ имеет следующие параметры: емкость $C = 3$ мФ, напряжение $U_0=0,4$ кВ. Начальное расстояние между индуктором и якорем $s_0=1$ мм. Коэффициент упругости возвратной пружины $K_p=25$ кН/м. Масса ИЭ $m_a=0,25$ кг.

Исследуем влияние толщины a медной квадратной шины и количества K_{pn} ее слоев в катушках индуктора и якоря на характеристики и показатели ЛИЭП электродинамического типа. Именно эти параметры определяют число витков

$$N_n = Ent \left(0,5 \frac{D_{en} - D_{in}}{a + 2\delta} \right) K_{pn}$$

и аксиальную высоту

$$H_n = (a + 2\delta) K_{pn}$$

n -ых катушек при ограниченных радиальных размерах, где $Ent(f)$ – наибольшее целое число, не превосходящее f ; δ – толщина изоляции медной шины.

Исследование рабочих процессов ЛИЭП. Рассмотрим электрические и механические характеристики ЛИЭП электродинамического типа, у которого и катушки индуктора и якоря плотно намотаны в четыре слоя $K_{pn}=4$ квадратной шиной разной толщины (рис. 2). При увеличении толщины медной шины a от 1 до 2,5 мм количество витков каждой катушки N_n уменьшается от 160 до 68 шт, а аксиальная высота H_n увеличивается от 4,4 до 10,4 мм. При этом амплитуда тока i_m увеличивается значительно – от 0,30 до 1,56 кА, а амплитуда плотности тока j_m уменьшается незначительно – от 304,3 до 250,4 А/мм².

Увеличение толщины медной шины a меняет закономерности протекания электрических процессов: напряжение ЕНЭ u_c до нулевого значения уменьшается быстрее, а ток принимает форму выраженного импульса со значительным нарастанием переднего фронта и спаданием заднего фронта. При увеличении толщины медной шины a от 1 до 2,5 мм происходит увеличение силовых показателей ЛИЭП. Амплитуда ЭДУ F_m возрастает от 3,78 до 12,65 кН, а импульс ЭДУ P_1 возрастает от 4,52 до 9,16 Н·с. Однако скоростные показатели в зависимости от толщины шины не имеют однозначной закономерности.

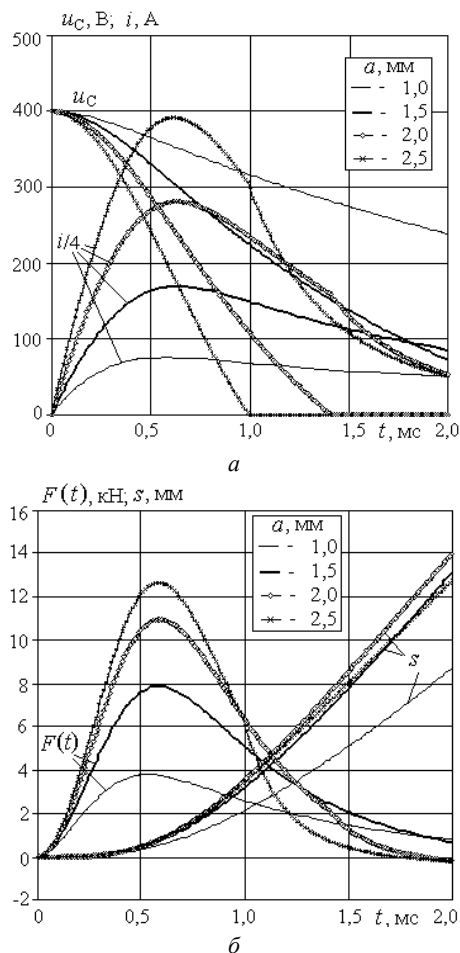


Рис. 2. Электрические (а) и механические (б) характеристики ЛИЭП, катушки которого намотаны медной шиной различной толщины a

Максимальная скорость якоря V_m наибольшая у ЛИЭП, катушки которого намотаны шиной толщиной $a = 1,5$ мм, и составляет 11,24 м/с. Если шина имеет меньшую или большую толщину, то скорость снижается: при $a = 1$ мм – $V_m = 8,16$ м/с, а при $a = 2,5$ мм – $V_m = 9,44$ м/с.

Неоднозначную зависимость от толщины шины демонстрирует и КПД ЛИЭП электродинамического типа. Наибольшее значение КПД $\eta = 21,8$ % имеет ЛИЭП, у которого катушки индуктора и якоря намотаны шиной толщиной $a = 2$ мм. Если катушки намотаны более тонкой или более толстой шиной, то КПД снижается: при $a = 1,5$ мм $\eta = 20$ %, при $a = 2,5$ мм $\eta = 18,8$ %. Отметим, что если катушки намотаны еще более тонкой шиной $a = 1$ мм, то КПД принимает еще более низкое значение $\eta = 8,5$ %.

При увеличении толщины медной шины a от 1 до 2,5 мм превышения температуры катушек индуктора и якоря θ_n уменьшаются от 0,6 до 0,23 °С.

На основании проведенного анализа можно сделать вывод, что наиболее эффективным является ЛИЭП электродинамического типа, у которого катушки индуктора и якоря намотаны медной шиной толщиной $a = 2$ мм. Количество витков каждой катушки $N_n = 84$ шт, а их аксиальная высота $H_n = 8,4$ мм.

Исследуем влияние количества слоев шины катушки индуктора K_{p1} на показатели ЛИЭП электроди-

намического типа. Очевидно, что при увеличении K_{p1} увеличивается и число витков N_1 и аксиальная высота H_1 катушки индуктора. Будем рассматривать ЛИЭП, у которого катушки индуктора и якоря намотаны медной шиной толщиной $a = 2$ мм. Катушка якоря намотана в два слоя, содержит число витков $N_2 = 22$ и имеет аксиальную высоту $H_2 = 4,2$ мм. Рассмотрим электрические и механические характеристики ЛИЭП, у которого катушка индуктора намотана несколькими слоями K_{p1} (рис. 3).

При увеличении количества слоев шины катушки индуктора K_{p1} в три раза (от 2 до 6) амплитуда тока i_m уменьшается почти в такой же пропорции (от 2,57 до 0,86 кА), а сам токовый импульс становится более растянутым из-за увеличения переднего и заднего фронтов. При увеличении параметра K_{p1} напряжение ЭНЭ u_c до нулевого значения уменьшается медленнее.

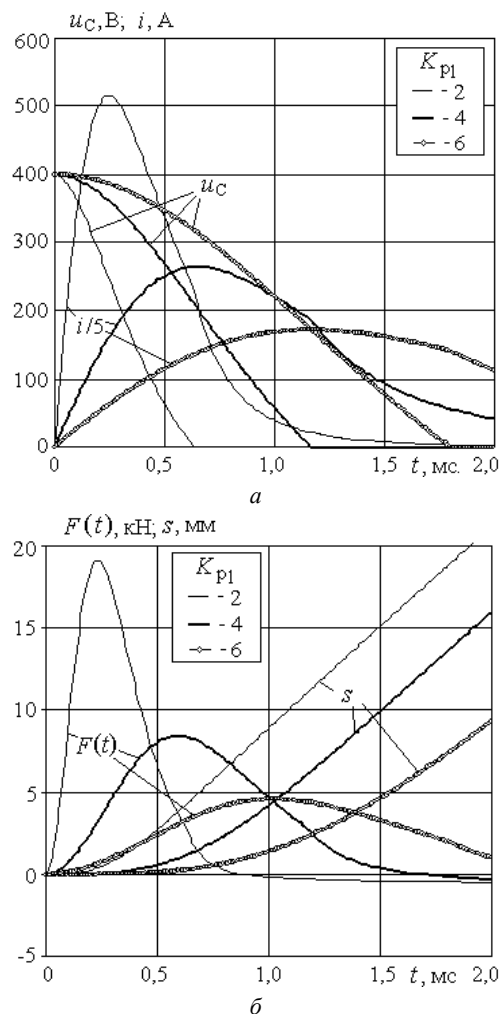


Рис. 3. Электрические (а) и механические (б) характеристики ЛИЭП, катушки которого намотаны шиной толщиной $a = 2$ мм при различном количестве слоев шины катушки индуктора K_{p1}

При увеличении количества слоев шины катушки индуктора K_{p1} в 3 раза амплитуда ЭДУ F_m уменьшается в 4,1 раза (от 18,72 до 4,57 кН), в то время как импульс ЭДУ P_1 уменьшается незначительно (от 6,79 до 5,69 Н·с). Вследствие этого снижаются максимальная скорость якоря с ИЭ V_m (от 12,54 до 10,53 м/с), КПД η (от 18,08 до 13,57 %) и превышения темпера-

туры катушек θ_n (от 0,73 до 0,3 °C). Указанные закономерности изменения максимальных скоростей V_m в зависимости от количества слоев шины катушки индуктора K_{p1} проявляются в изменении характера перемещения якоря с ИЭ s (рис.3,б).

Влияние количества слоев шины катушек индуктора и якоря на показатели ЛИЭП. Рассмотрим влияние взаимного соотношения количества слоев шины катушек индуктора K_{p1} и якоря K_{p2} толщиной $a = 2$ мм на показатели работы ЛИЭП электродинамического типа. Будем полагать, что максимальное количество слоев шины катушек $K_{p1} = K_{p2} = 6$.

С увеличением количества слоев шины катушек индуктора K_{p1} и/или якоря K_{p2} амплитуда тока i_m уменьшается, но в различной степени. Так, если количество слоев шины обеих катушек минимально $K_{p1} = K_{p2} = 1$, то $i_m = 5,8$ кА. Если количество слоев шины одной из катушек минимально, а второй максимально, то наблюдается следующая закономерность: при $K_{p1} = 1, K_{p2} = 6$ амплитуда тока уменьшается до величины $i_m = 0,865$ кА, при $K_{p1} = 6, K_{p2} = 1$ амплитуда тока уменьшается до величины $i_m = 0,846$ кА. Если количество слоев шины обеих катушек максимально $K_{p1} = K_{p2} = 6$, то амплитуда тока уменьшается в наибольшей степени (до значения $i_m = 0,7$ кА).

Аналогичные зависимости от количества слоев шины катушек индуктора K_{p1} и якоря K_{p2} наблюдаются у превышений температуры катушек. Максимальные превышения температуры ($\theta_{1,2} = 1,5$ °C) происходит при минимальном количестве слоев шины катушек $K_{p1} = K_{p2} = 1$, а наименьшее ($\theta_{1,2} = 0,21$ °C) – при максимальном количестве слоев шин $K_{p1} = K_{p2} = 6$. При $K_{p1} = 1$ и $K_{p2} = 6$ превышения температуры $\theta_{1,2} = 0,33$ °C, а при $K_{p1} = 6$ и $K_{p2} = 1$ превышения температуры $\theta_{1,2} = 0,31$ °C.

Соотношение числа слоев шин катушек существенно влияет на силовые показатели ЛИЭП электродинамического типа (рис. 4).

Амплитуда ЭДУ F_m наибольшая при минимальном количестве слоев шин катушек индуктора и якоря. При $K_{p1}=K_{p2}=1$ величина $F_m=30,34$ кН. При увеличении количества слоев шины одной из катушек указанная величина существенно снижается. Так, при $K_{p1}=1$ и $K_{p2}=6$ амплитуда ЭДУ $F_m=2,75$ кН, а при $K_{p1}=6$ и $K_{p2}=1$ амплитуда ЭДУ $F_m=2,34$ кН. Если же число витков шины катушек индуктора и якоря максимально $K_{p1}=K_{p2}=6$, то амплитуда ЭДУ увеличивается до $F_m=7,6$ кН. При этом можно отметить следующую закономерность: наибольшие значения амплитуды ЭДУ F_m наблюдаются при условии, когда число слоев шины катушек индуктора и якоря одинаковы.

Импульс ЭДУ P_1 имеет иную закономерность от соотношения числа слоев шины катушек индуктора и якоря. Наибольшая величина импульса ЭДУ имеет место при максимальном количестве слоев шины катушек. При $K_{p1}=K_{p2}=6$ величина $P_1=10,06$ Н·с. Если количество слоев шины индуктора и якоря минимальны, то величина импульса ЭДУ уменьшается более чем в два раза. При $K_{p1}=K_{p2}=1$ величина $P_1=4,49$ Н·с. Наибольшие значения импульса ЭДУ P_1 реализуются при равенстве количества слоев шины катушек индуктора и

якоря. Если количество слоев шины в одной из катушек максимально, а во второй минимально, то импульс ЭДУ уменьшается. При $K_{p1}=1$ и $K_{p2}=6$ импульс ЭДУ $P_1=4,06$ Н·с, а при $K_{p1}=6$ и $K_{p2}=1$ $P_1=3,3$ Н·с.

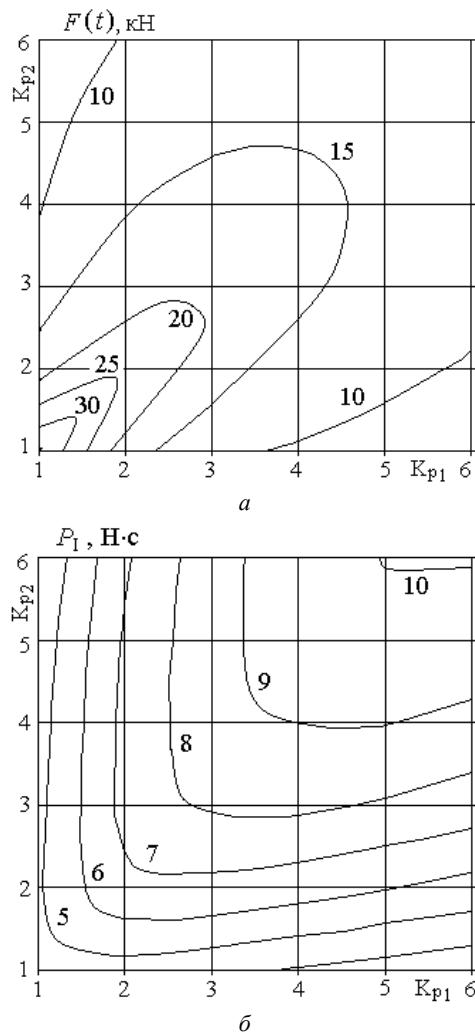


Рис. 4. Распределения максимальной величины (а) и импульса (б) ЭДУ в зависимости от соотношений числа слоев шины катушек индуктора и якоря ЛИЭП

Рассмотрим закономерность распределения КПД ЛИЭП электродинамического типа от соотношения количества слоев шины катушек индуктора и якоря при различной ее толщине a (рис. 5).

Наибольшие значения КПД реализуются при определенном соотношении K_{p1} и K_{p2} . Если толщина шины a равна 1,5 мм или 2 мм, то наибольшее значение КПД реализуется при $K_{p1}=K_{p2}=4$ и принимает значения $\eta = 20,01$ % и $\eta = 21,82$ % соответственно. Если толщина шины $a = 2,5$ мм, то наибольшее значение КПД ($\eta = 18,91$ %) реализуется при $K_{p1}=4$ и $K_{p2}=3$.

На основании проведенных исследований можно сделать вывод, что существует оптимальная толщина медной шины $a = 2$ мм и соответствующее ей количество витков в каждом слое катушки индуктора и якоря. С точки зрения силовых показателей количество слоев шины катушек должно быть максимальным из рассматриваемого диапазона ($K_{p1}=K_{p2}=6$). С точки зрения эффективности ускорения ИЭ катушки должны иметь меньшее число слоев ($K_{p1}=K_{p2}=4$).

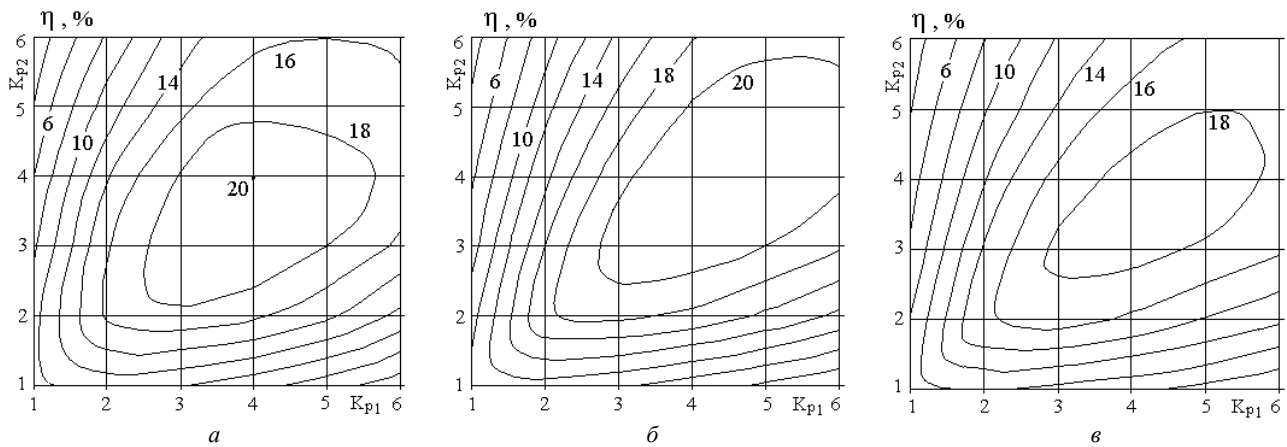


Рис. 5. Распределения КПД ЛИЭП в зависимости от соотношений количества слоев шины катушек индуктора и якоря при толщине шины a : 1,5 мм (а); 2 мм (б); 2,5 мм (в)

С учетом полученных соотношений на базе ЛИЭП электродинамического типа была изготовлена модель катапульты для запуска беспилотного летательного аппарата (БПЛА) (рис. 6).

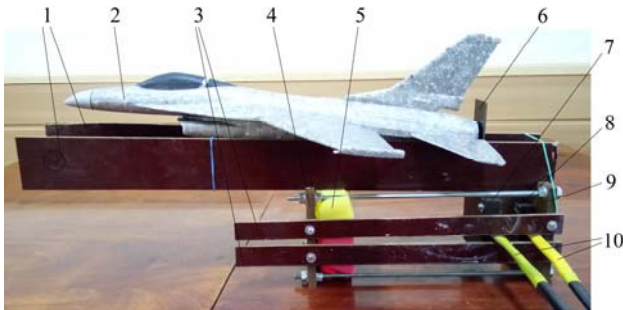


Рис. 6. Модель катапульты для запуска БПЛА: 1 – направляющие пластины для перемещения БПЛА; 2 – БПЛА; 3 – направляющие пластины для перемещения токовводов катушки якоря; 4 – тормозная упорная стенка; 5 – тормозной упругий демпфер; 6 – разгонный выступ; 7 – катушка индуктора; 8 – катушка индуктора; 9 – стартовая упорная стенка; 10 – токовводы катушек

В этой модели обе катушки индуктора и якоря намотаны медной шиной и компаундированы эпоксидной смолой в прямоугольном изоляционном каркасе. Катушка индуктора присоединена к стартовой упорной стенке, а катушка якоря выполнена с возможностью аксиального перемещения вдоль центральной направляющей.

Электрические выводы катушек индуктора и якоря расположены между двумя диэлектрическими направляющими пластинами и соединены гибкими проводами между собой и с источником питания. Торможение катушки якоря осуществляется при помощи упругого демпфера, прикрепленного к тормозной упорной стенке. К катушке якоря присоединен разгонный выступ, который толкает БПЛА.

Проведенные испытания модели с параметрами, установленными выше, подтвердили правомочность проведенных теоретических исследований по ЛИЭП электродинамического типа.

Выводы.

1. На базе разработанной цепной математической модели получены рекуррентные соотношения для расчета взаимосвязанных электромагнитных, механических и тепловых процессов ЛИЭП электродинамического типа.

2. Установлено, что при увеличении толщины квадратной медной шины катушек индуктора и якоря от 1 до 2,5 мм происходит увеличение амплитуды и импульса ЭДУ. Однако максимальная скорость якоря наибольшая у ЛИЭП, катушки которого намотаны шиной толщиной 1,5 мм. Наибольшее значение КПД демонстрирует ЛИЭП, у которого катушки намотаны шиной толщиной 2 мм.

3. При увеличении количества слоев шины катушки индуктора амплитуда ЭДУ уменьшается существенно, а величина импульса ЭДУ – незначительно. При этом снижаются максимальная скорость якоря, КПД и превышения температуры катушек индуктора и якоря.

4. Наибольшая амплитуда ЭДУ реализуется в ЛИЭП при минимальном количестве слоев шины катушек индуктора и якоря. Наибольшая величина импульса ЭДУ возникает при максимальном количестве слоев шин катушек. При этом наибольшие значения амплитуды и импульса ЭДУ возникают при условии, когда количество слоев шины обеих катушек одинаковы.

5. Наибольший КПД (21,82 %) реализуется в ЛИЭП, у которого катушки индуктора и якоря имеют четыре слоя квадратной шины толщиной 2 мм.

6. На базе ЛИЭП электродинамического типа изготовлена и испытана модель катапульты для запуска беспилотного летательного аппарата.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- Balikci A., Zabar Z., Birenbaum L., Czarkowski D. Improved performance of linear induction launchers // IEEE Transactions on Magnetics. – 2005. – vol.41. – no.1. – pp. 171-175. doi: 10.1109/tmag.2004.839283.
- Томашевский Д.Н., Кошкин А.Н. Моделирование линейных электродвигателей импульсного действия // Электротехника. – 2006. – №1. – С. 24-27.
- Bissal A., Magnusson J., Engdahl G. Electric to mechanical energy conversion of linear ultrafast electromechanical actuators based on stroke requirements // IEEE Transactions on Industry Applications. – 2015. – vol.51. – no.4. – pp. 3059-3067. doi: 10.1109/tia.2015.2411733.
- Болух В.Ф., Шукин И.С. Линейные индукционно-динамические преобразователи. Saarbrucken, Germany: LAP Lambert Academic Publishing, 2014. – 496 с.
- Bissal A., Eriksson A., Magnusson A., Engdahl G. Hybrid multi-physics modeling of an ultra-fast electro-mechanical actuator // Actuators. – 2015. – vol.4. – no.4. – pp. 314-335. doi: 10.3390/act4040314.
- Болух В.Ф., Олексенко С.В., Шукин И.С. Сравнительный анализ линейных импульсных электромеханических

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

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

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

9. Li W., Koh C.S. Parametric analysis of Thomson-coil actuator using adaptive equivalent circuit method // Digests of the 2010 14th Biennial IEEE Conference on Electromagnetic Field Computation. – May 2010. – pp. 1-9. doi: 10.1109/cefc.2010.5481673.

10. Bolyukh V.F., Kocherga A.I., Schukin I.S. Investigation of a linear pulse-induction electromechanical converter with different inductor power supply circuits // Electrical engineering & electromechanics. – 2018. – no.1. – pp. 21-28. doi: 10.20998/2074-272X.2018.1.03.

11. Bolyukh V.F., Oleksenko S.V., Schukin I.S. Efficiency of linear pulse electromechanical converters designed to create impact loads and high speeds // Electrical engineering & electromechanics. – 2015. – no.3. – pp. 31-40. doi: 10.20998/2074-272X.2015.3.05.

12. Bolyukh V.F., Schukin I.S. Investigation of thermal processes in a linear pulse-induction electromechanical converter of cyclic action // Electrical engineering & electromechanics. – 2017. – no.5. – pp. 14-22. doi: 10.20998/2074-272X.2017.5.02.

REFERENCES

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

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

3. Bissal A., Magnusson J., Engdahl G. Electric to mechanical energy conversion of linear ultrafast electromechanical actuators based on stroke requirements. *IEEE Transactions on Industry Applications*, 2015, vol.51, no.4, pp. 3059-3067. doi: 10.1109/tia.2015.2411733.

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

5. Bissal A., Eriksson A., Magnusson A., Engdahl G. Hybrid multi-physics modeling of an ultra-fast electro-mechanical actuator. *Actuators*, 2015, vol.4, no.4, pp. 314-335. doi: 10.3390/act4040314.

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

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

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

9. Li W., Koh C.S. Parametric analysis of Thomson-coil actuator using adaptive equivalent circuit method. *Digests of the 2010 14th Biennial IEEE Conference on Electromagnetic Field Computation*, May 2010, pp. 1-9. doi: 10.1109/cefc.2010.5481673.

10. Bolyukh V.F., Kocherga A.I., Schukin I.S. Investigation of a linear pulse-induction electromechanical converter with different inductor power supply circuits. *Electrical engineering & electromechanics*, 2018, no.1, pp. 21-28. doi: 10.20998/2074-272X.2018.1.03.

11. Bolyukh V.F., Oleksenko S.V., Schukin I.S. Efficiency of linear pulse electromechanical converters designed to create impact loads

and high speeds. *Electrical engineering & electromechanics*, 2015, no.3, pp. 31-40. doi: 10.20998/2074-272X.2015.3.05.

12. Bolyukh V.F., Schukin I.S. Investigation of thermal processes in a linear pulse-induction electromechanical converter of cyclic action. *Electrical engineering & electromechanics*, 2017, no.5, pp. 14-22. doi: 10.20998/2074-272X.2017.5.02.

Поступила (received) 05.03.2019

Болух Владимир Федорович¹, д.т.н., проф.,
 Кашанский Юрий Владимирович¹, аспирант,
 Щукин Игорь Сергеевич^{1,2}, к.т.н., доц.,
¹Национальный технический университет
 «Харьковский политехнический институт»,
 61002, Харьков, ул. Кирпичева, 2,
 тел/phone +380 57 7076427, e-mail: vfbolyukh@gmail.com
²ООО Фирма «ТЭТРА, Ltd»,
 61002, Харьков, ул. Кирпичева, 2,
 тел/phone +380 57 7076427, e-mail: tech@tetra.kharkiv.com.ua

V.F. Bolyukh¹, Yu.V. Kashanskij¹, I.S. Schukin^{1,2}
¹National Technical University «Kharkiv Polytechnic Institute»,
 2, Kyrpychova Str., Kharkiv, 61002, Ukraine.
²Firm Tetra, LTD,
 2, Kyrpychova Str., Kharkiv, 61002, Ukraine.

Influence of geometrical parameters of the inductor and armature on the indicators of a linear pulse electromechanical converter of an electrodynamic type.

Purpose. The aim of the paper is to study the influence of geometrical parameters, namely, the number of layers and the cross section of the copper tire of the inductor and the armature coils on the power and speed indicators of a linear pulse electromechanical converter (LPEC) of an electrodynamic type. **Methodology.** On the basis of the developed chain mathematical model, recurrent relations are obtained for the calculation of interconnected electromagnetic, mechanical and thermal processes of LPEC of an electrodynamic type. The effect of the thickness of a square copper tire and the number of its layers in the inductor and armature coils on the characteristics and characteristics of electrodynamic LPEC is investigated. It is these parameters that determine the number of turns and the axial height of the coils with limited radial dimensions. **Results.** The influence of the geometrical parameters of the inductor and the armature coils with limited radial dimensions on the electrical and mechanical characteristics of LPEC of an electrodynamic type is established. It has been established that with an increase in the thickness of a rectangular cross-section of copper tire from 1 to 2.5 mm, an increase in the amplitude and pulse of electrodynamic forces (EF) occurs. However, the maximum speed of the armature is the highest at LPEC wound with a 1.5 mm thick tire. The highest efficiency value is demonstrated by LPEC, in which the inductor and armature coils are wound with a 2 mm thick tire. With an increase in the number of layers of the inductor coil tire, the amplitude of the EF decreases significantly, and the magnitude of the EF pulse decreases slightly. As a result, the maximum armature speed, efficiency and temperature rise of the coils are reduced. **Originality.** It is established that the largest amplitude of the EF is realized in LPEC with the minimum number of layers of tires of the inductor and armature coils. The largest value of the pulse EF occurs when the maximum number of layers of the inductor and the armature. In this case, the largest values of the amplitude and pulse of the EF occur under the condition that the number of tire layers of the inductor and the armature coils are the same. **Practical value.** It has been established that the greatest efficiency 21.82 % is realized in LPEC, in which the number of tire layers is 2 mm thick with inductor and armature coils are 4. A catapult model for launching an unmanned aerial vehicle was made and tested on the basis of LPEC of an electrodynamic type. References 12, figures 6.

Key words: linear pulse electromechanical converter of electrodynamic type, chain mathematical model, recurrent relations, geometrical parameters of inductor and armature coils, electrodynamic forces, efficiency.

Ye.I. Baida, M. Clemens, B.V. Klymenko, O.G. Korol, P.Ye. Pustovoitov

APPLICATION OF THE COMPUTING ENVIRONMENT MAPLE TO THE CALCULATION OF THE DYNAMICS OF THE ELECTROMAGNETS IN THE COMPLICATED SYSTEMS OF FORCED CONTROL

Загальний опис теми дослідження. Розглядається запропонована авторами методика розрахунку динаміки електромагнітів, що працюють у складних форсованих системах. Подібні форсовані електромагніти широко застосовуються в електромеханічних комутаційних апаратах, зокрема у вакуумних контакторах, для зменшення їх розмірів, споживання енергії та для підвищення швидкодії, що свідчить про актуальність даної теми. Математична модель динаміки форсованої електромагнітної системи, що враховує особливості поведінки у нестационарних процесах її окремих елементів – механічної системи, магнітного та електричного кіл з урахуванням взаємодії електромагніта з пристроєм керування під час спрацювання апарата, містить певні ознаки наукової новизни і є метою статті. Методика розрахунку динаміки форсованих електромагнітів застосовує математичний пакет Maple. В основу розрахунку покладено математичну модель, яка представляє собою систему нелінійних диференціальних рівнянь магнітного і електричного кіл, доповнених рівняннями руху елементів механічної системи. Застосування пакету Maple, який багато в чому бере на себе складнощі математичного опису різних процесів, автоматично здійснюючи дуже складні і громіздкі математичні перетворення, дозволяє, уникаючи складних процесів вибору способу чисельного інтегрування, програмування складних й громіздких рівнянь та процедур їх чисельного інтегрування, отримувати результати розрахунків у зручній табличній та/або графічній формі, що свідчить про практичну значущість даної роботи. Наведені у статті результати зіставлення розрахунків з опублікованими раніше експериментальними даними, свідчать про високу ефективність запропонованих моделей та методик. Бібл. 10, рис. 6.

Ключові слова: електромагніти, динаміка, форсоване керування, комутаційні апарати, вакуумні контактори, математичний пакет Maple.

Общее описание темы исследования. Рассматривается предложенная авторами методика расчета динамики электромагнитов, работающих в сложных форсированных системах. Подобные форсированные электромагниты широко применяются в электромеханических коммутационных аппаратах, в частности в вакуумных контакторах, для уменьшения их размеров, потребления энергии и для повышения быстродействия, что свидетельствует об актуальности данной темы. Математическая модель динамики форсированной электромагнитной системы, учитывающая особенности поведения в нестационарных процессах ее отдельных элементов – механической системы, магнитной и электрической цепей с учетом взаимодействия электромагнита с устройством управления при срабатывании аппарата, содержит определенные признаки научной новизны и является целью статьи. Методика расчета динамики форсированных электромагнитов применяет математический пакет Maple. В основу расчета положена математическая модель, которая представляет собой систему нелинейных дифференциальных уравнений магнитного и электрического кругов, дополненных уравнениями движения элементов механической системы. Применение пакета Maple, который во многом берет на себя сложности математического описания различных процессов, автоматически осуществляя очень сложные и громоздкие математические преобразования, позволяет, избегая сложных процессов выбора способа численного интегрирования, программирование сложных и громоздких уравнений и процедур их численного интегрирования, получать результаты расчетов в удобной табличной и/или графической форме, что свидетельствует о практической значимости данной работы. Приведенные в статье результаты сопоставления расчетов с опубликованными ранее экспериментальными данными, свидетельствуют о высокой эффективности предложенных моделей и методик. Библ. 10, рис. 6.

Ключевые слова: электромагниты, динамика, форсированное управление, коммутационные аппараты, вакуумные контакторы, математический пакет Maple.

Introduction. DC electromagnets are simpler in design than the AC electromagnets as they have higher reliability and durability. In terms of initial traction force, size and mass, however, they lose significantly in comparison to the AC electromagnets (which are actually forced electromagnets), because during the operation of the electromagnet, the currents in their windings exceed (ten times or more) the values of currents that are in the windings after the operation of the electromagnet. Forced control of DC electromagnets essentially means that during operation a current flows through a winding, whose value significantly exceeds the current permissible under long-term heating, is used to increase the traction force during operation and to increase the speed of the apparatus. After operation, the current in the winding and, accordingly, its magnetomotive force (MMF) are reduced, but the armature of the electromagnet remains in the final (brought) state, since, at small gaps, the traction force is usually superfluous even at small values of MMF.

Forced electromagnetic systems (FEMS) [1] are widely used in drive systems of low and medium voltage electromechanical switching devices, in particular in contactors, which execute switching operations (switching on and off) the main circuits of powerful electric motors and some other objects.

The FEMS usually includes the electromagnetic mechanism (EMM) – the main contact module and the actuator, which provides the execution of switching operations by contacts (in contactors, the actuator's role is most often performed by a forced unpolarized electromagnet with a rotating spring) and a control device (CD) that performs changes in the windings' control circuit to provide the required values of currents both during operation and in the final state. Note, that in the AC electromagnet which is actually forced, since during the operation the current in the winding is much greater than the current in the final state, the values of the current change without any CD due to the difference in the values of the inductance in the released and final states).

When designing switching devices with FEMS, it is necessary to take into account the interaction of the electromagnet with the control device during the operation of the apparatus. Therefore, it is necessary to calculate the dynamics of the electromagnet taking into account the action of the CD. There is a large number of publications devoted to the methods of calculating the dynamics of electromagnets, some of which are listed in references [2 – 9]. Nonetheless, in our opinion, insufficient attention is given to the issue of the interaction of the forced electromagnet with a CD taking into account the large variety of existing CDs and some features of operation of forced electromagnets in switching devices.

The goal of the work is to describe the mathematical model of FEMS dynamics, which takes into account peculiarities of behavior in switching devices of individual elements of FEMS during transients, as well as to build a technique for calculating the dynamics of forced electromagnets using the computing environment Maple.

Mathematical model. The calculation of the FEMS dynamics, where the electromagnet is only a part of the control system that contains the power source, the mechanical system, the forced control device and the electromagnet itself, is reduced to a solution of coupled differential equations. These describe the transients in the circuits of the windings and in the circuits of the forced control device of these windings, transients in magnetic circuits of electromagnets taking into account the effect of eddy currents. They also describe the dynamics of the moving part of the switching device, namely, the armature of the electromagnet, the main contacts of the apparatus, mechanical parts that connect armature with moving contacts (levers, rods, springs, etc.). In many cases, forced control systems are designed so that, when the switching device is operated, the circuit diagrams of the windings are automatically changed if there are several windings or if there are certain changes in the circuits of the forced control device. In the process of performing the on and off operation of the device, also the mass (the moment of inertia) of the moving system can significantly change. If the switching of the main circuits uses vacuum interrupters, the process of movement is significantly affected by bellows and the actual vacuum, which “prevents” the opening of the contacts, pulling the moving contact to the fixed one. All of the above-mentioned factors must be taken into account by creating separate fragments of the mathematical model of the dynamics of the electromagnet in the composition of the forced control system, i.e., writing the equation for transients in the mechanical system, as well as in the magnetic and electric circuits of the forced electromagnetic system.

Transients in the mechanical system of the switching device. Kinematics of switching devices in many cases are built so that the part of moving elements carries translational motion, and the other part carries rotary motion (Fig. 1). Since the angles of rotation of moving parts in actual apparatus are relatively small and usually do not exceed 10–15°, a rotating motion with a slight error can be reduced to a translational motion relative to an element adopted as a basic one. Such

element may be, for example, an actuator whose armature moves progressively along the axis of the actuator, which is at a distance r_a from the axis of rotation O of the lever, to which other parts of the switching device are attached and which operate at different distances (shoulders) from the axis O. From the initial armature position the path s passed by the actuator is measured. In calculating the dynamics of motion reduced to the motion of the base element (in our case, to the actuator's armature), the masses of parts moving at different distances from the O axis must be replaced by reduced masses in accordance with the condition of maintaining the moment of inertia. For example, the reduced mass m'_d of the part with mass m_d acting at distance r_d from the O axis is given by the formula:

$$m'_d = m_d \cdot r_d^2 / r_a^2 . \quad (1)$$

If the moment of inertia J of some part, for example of the lever shown in Fig. 1, is known, then the calculation of its reduced mass is carried out according to the formula:

$$m'_j = J / r_a^2 . \quad (2)$$

Thus, the actuator's mass reduced to the axis of the actuator's motion for the fragment shown in Fig. 1 will be equal to:

$$m'_a = m_a + m_d \cdot r_d^2 / r_a^2 + J / r_a^2 . \quad (3)$$

The forces that counteract the movement of the actuator's armature must also be replaced by reduced forces, which are calculated in accordance with the condition of maintaining the moment of force. For example, the force F_s of a spring acting at a distance r_s from the O axis in the calculation of the dynamics of the actuator's armature motion should be replaced by the reduced force

$$F'_s = F_s \cdot r_s / r_a . \quad (4)$$

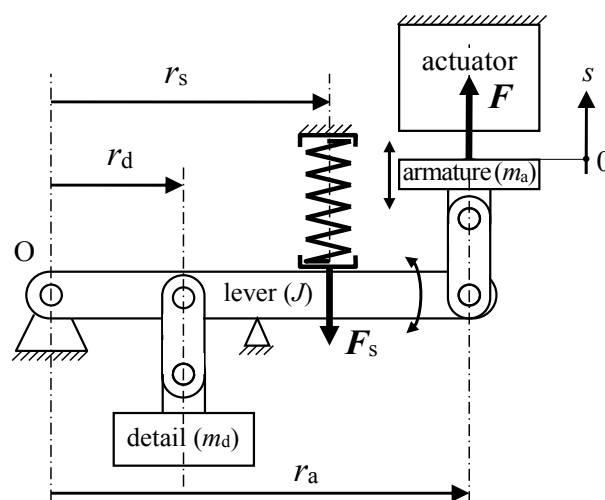


Fig. 1. A fragment of the mechanical system of the switching device

A characteristic feature of electromechanical switching devices is the gradual nature of the forces opposing the movement of the actuator's armature as well as the gradual nature of the change in the mass of moving parts due to the peculiarities of the kinematics of these devices (Fig. 2).

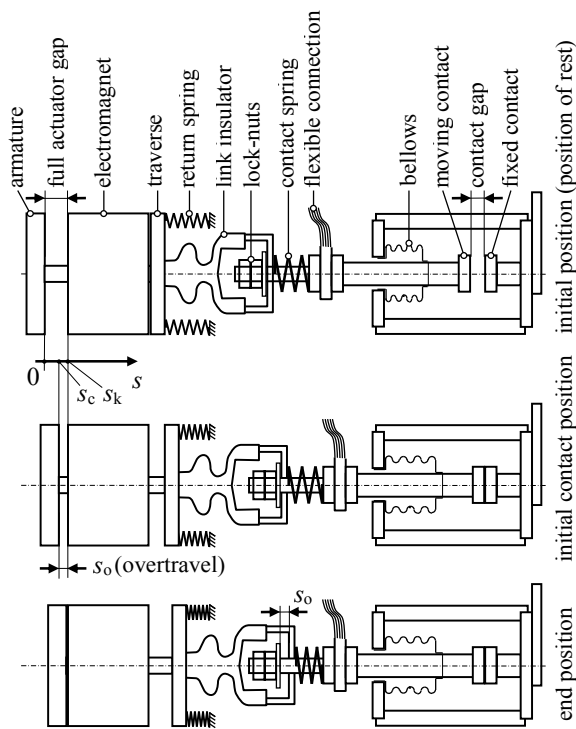


Fig. 2. Kinematic circuits of the switching device in three characteristic positions

During the operation of the switching device, two stages of the motion of its mechanical system can be observed: the first stage – from the initial position (position of rest) to the initial contact position ($0 < s < s_c$) and the second stage – from the of initial contact position to the end position ($s_c < s < s_k$). At the first stage, the reduced mass of moving parts is comprised of the reduced mass of the mechanical system m_v and a reduced mass of moving contacts m_c . At the second stage, the moving contacts stop – they are faced with fixed contacts, therefore the reduced mass of moving parts is almost abruptly reduced to the value m_v

$$m = \begin{cases} m_v + m_c & \text{at } s < s_c; \\ m_v & \text{at } s \geq s_c. \end{cases} \quad (5)$$

Thus, when the switching device operates, there is a motion with a variable mass, which is described by such a system of differential equations:

$$\frac{d}{dt}(m \cdot v) = F - F_r; \quad (6)$$

$$\frac{ds}{dt} = v, \quad (7)$$

where F is the electromagnetic force providing the actuator's movement, F_r is the reduced force that counteracts the movement of the actuator's armature, v is the speed of the actuator's armature, s is the path passed by the armature from the beginning of the movement, t is time.

After performing the differentiation operation in (6), we obtain:

$$m \cdot \frac{dv}{dt} + \frac{dm}{ds} \cdot v^2 = F - F_r; \quad (8)$$

Function (5) is discontinuous, at its differentiation there are pulsed functions which makes it practically impossible to carry out further calculations using (8),

therefore we have applied the approximation of this function with the use of hyperbolic tangent. As a result, the following expression is obtained:

$$m = m_v + m_c \cdot (1 - \text{th}(A \cdot (s - s_c))) / 2, \quad (9)$$

where A is a suitably chosen large constant number.

The function (9) is smooth, allowing for a differentiation operation, but the mathematical expression of the derivative is very cumbersome, but the Maple computing environment does not require the programmer to perform transformations related to bringing the equations to a canonical form: this code performs all the required complex algebraic transformations itself. In the Maple environment it is only necessary to write expressions (7), (8), (9) and write the command that provides the solution of the system of differential equations.

The force F_r , which counteracts the movement of the actuator's armature is formed due to the action of the rotary and contact springs, the action of forces of the deformation of the bellows, the action of vacuum and friction. This force has a step-by-step nature, but since it does not require differentiation, the corresponding expression in the code can be written as follows:

$$F_r = \begin{cases} F_1 + \frac{F_2 - F_1}{s_c} \cdot s & \text{at } s < s_c; \\ F_3 + \frac{F_4 - F_3}{s_k - s_c} \cdot (s - s_c) & \text{at } s \geq s_c, \end{cases} \quad (10)$$

where F_1, F_2 are the values of reduced countermeasures force, respectively, at the beginning and end of the first stage of the movement of the mechanical system of the apparatus; F_3, F_4 are the values of reduced countermeasure force, respectively, at the beginning and end of the second stage of the movement of the mechanical system of the apparatus.

The difference between F_3 and F_2 must be equal to the sum of the values of the initial contact forces at all poles of the apparatus.

Transients in the magnetic circuit. A mathematically rigorous calculation of transient magnetic field can be carried out by solving a system of nonlinear partial differential equations featuring the magnetic vector potential A . Similar problems are solved relatively simply for 2D plane-parallel or plane-meridian fields [9]. In such cases, where the total costs of simulating high-fidelity 3D models is inacceptably high and even 2D models are not applicable, alternative techniques may need to be used including those that have proven themselves well in the past. Such a technique for magnetic circuits is a method of electromagnetic analogies, complemented by new features provided by modern software products, in particular the Maple code.

Figure 3 shows a substitution circuit of the magnetic circuit of a double-rod electromagnet used in the vast majority of vacuum and low voltage contactors. In contrast to the well-known circuit, which is given in many sources, in particular in [1], in this circuit, on each section of the core, divided along the axis into n equal parts, the «eddy» MMFs that arise during transients are introduced:

$$\Delta F_{mej} = \Delta G_c \cdot \frac{d\Phi_j}{dt}, \quad j = 1, 2, \dots, n. \quad (11)$$

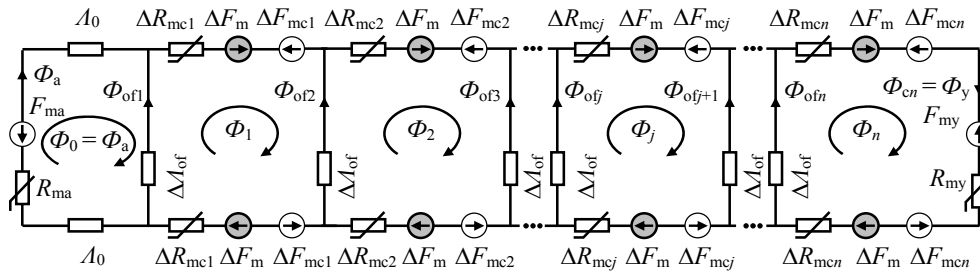


Fig. 3. Substitution circuit of the magnetic circuit of a double-rod electromagnet taking into account the effect of eddy currents in cores, armature and yoke

«Eddy» MMFs also appear in the branches of the substitution circuit corresponding to the sections of the armature and yoke:

$$F_{ma(y)} = G_{a(y)} \cdot \frac{d\Phi_{a(y)}}{dt}. \quad (12)$$

In (11), (12) and in Fig. 3 the following notation is used: ΔG_c is the electrical conductance of the equivalent short-circuited circuit in the eddy current path that arises in the area with the number j divided into n equal parts of the core of length l_c , $G_{a(y)}$ is the electrical conductance of the equivalent short-circuited circuit in the eddy current path generated in the armature, Φ_j is the magnetic flux through the area of the core with the number j . The variables Φ_a , Φ_y are magnetic fluxes through the armature and the yoke, respectively. The variable F_m denotes the MMF of one coil¹, ΔF_m is the MMF of one part of the coil, divided into n equal parts ($\Delta F_m = F_m/n$), R_{ma} , R_{my} are the magnetic resistance of the armature and yoke, respectively. The variable ΔR_{mcj} is the magnetic resistance of the core section with the number j , A_0 is the magnetic conductivity of the working gap, ΔA_{of} is the magnetic conductivity of outflow which falls on one area of the core. The variables F_{ma} , F_{my} describe the «eddy» MMFs arising respectively in the armature and yoke; F_{mcj} is the «eddy» MMF that occurs in the core section with the number j .

The calculation of the magnetic resistances ΔR_{mcj} , R_{ma} , R_{my} , the electrical conductances ΔG_c , G_a , G_y , as well as the magnetic conductance of outflow ΔA_{of} is carried out according to the formulas:

$$R_{mcj} = l_c / (n \cdot \mu(\Phi_j / S_c) \cdot S_c), \quad (13)$$

$$R_{ma(y)} = l_{a(y)} / (\mu(\Phi_{a(y)} / S_{a(y)}) \cdot S_{a(y)}), \quad (14)$$

$$\Delta G_c = l_c / (n \cdot 8 \cdot \pi \cdot \rho_s), \quad (15)$$

$$G_{a(y)} = l_{a(y)} / (16 \cdot \rho_s \cdot (c_{a(y)} / b_{a(y)} + b_{a(y)} / c_{a(y)})), \quad (16)$$

$$\Delta A_{of} = \lambda \cdot l_c / n, \quad (17)$$

where λ is the specific magnetic conductivity of outflow; in the case of two parallel circular cores we have:

$$\lambda = \mu_0 \cdot \frac{\pi}{\ln\left(l/d_c + \sqrt{(l/d_c)^2 - 1}\right)}. \quad (18)$$

The conductances of working gaps can be calculated by the method of enlarged field tubes:

$$A_0 = \frac{\mu_0}{2} \cdot \left(\frac{\pi \cdot d_p^2}{4 \cdot \delta} + 1.63 \cdot d_p + 1.232 \cdot \delta + l_p \cdot \left(\frac{4 \cdot d_p}{2 \cdot \delta + l_p} + 2 \right) \right). \quad (19)$$

In (13)-(19) we indicate: μ is the relative magnetic permeability, i.e., a nonlinear function (for a specific magnetic material; this function, depending on the magnetic flux density, is usually given in tabular form.), d_c , S_c are the diameter and cross-sectional area of the core, d_p , S_p , l_p are the diameter, cross-sectional area and thickness of the pole tip, l is the distance between the axes of the cores and δ is the working air gap between the pole tip and armature.

The calculation of the magnetic circuit makes it possible to determine the magnetic fluxes, and thus the traction force created by the electromagnet. On the other hand, the traction power determines the movement of the mechanical system, therefore, processes in the mechanical system and in the magnetic circuit are interrelated. These processes, however, are inextricably coupled with processes in electrical circuits, which we consider below.

Transients in the electric circuit. In this paper, choosing from a lot of existing systems of forced control, we consider a system, which is most often used in low and medium voltage contactors (Fig. 4).

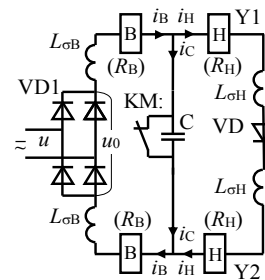


Fig. 4. Principle electrical circuit of a widespread system of forced control that is used in low and medium voltage vacuum contactors and in some SF6 medium voltage contactors [10]; u is the instantaneous value of the nominative voltage of the control circuit; u_0 is the voltage at the output of the diode bridge

This forced control system provides power supply from a DC or AC source:

$$u = \begin{cases} U & \text{for DC;} \\ U_m \cdot \sin(2 \cdot \pi \cdot f \cdot t + \alpha) & \text{for AC.} \end{cases} \quad (20)$$

where f is the frequency, α is the initial phase.

Thus, the voltage at the output of the diode bridge can be constant or rectified, but in any case, the voltage reduction due to its drop in the bridge diodes should be taken into account, which can be especially significant when powered from the network of ultra-low voltage:

$$u_0 = |u| - 2 \cdot u_d(i_B). \quad (21)$$

In this paper, the nonlinear characteristic of the diode is replaced by a piecewise linear dependence: a very large resistance to R_{rd} at negative (reverse) currents, at relatively large positive currents of the voltage drop on the diode is

¹ Electromagnet, the circuit of which is shown in Fig. 3, is double-rod, so it has two identical coils, each of which can have one or more windings. In the first case, the MMF of the coil is equal to the MMF of its winding, in the second case, the MMF of the coil is equal to the sum of MMFs of windings with different number of turns and different currents in them.

considered to be a constant value of U_{d0} , and at relatively small positive currents smaller than some value I_0 , the diode is considered as a resistor with resistance U_{d0}/I_0 :

$$u_d = \begin{cases} R_{rd} \cdot i & \text{at } i < 0; \\ U_{d0} \cdot i / I_0 & \text{at } 0 \leq i < I_0; \\ U_{d0} & \text{at } i > I_0. \end{cases} \quad (22)$$

Another feature of this system of forced control – it involves the use of an electromagnet with two coils, each of which has two windings – booster (B) and holding (H). Booster windings are wound by a wire of a relatively large diameter and have a large MMF. These windings operate short-term – during the operation of the electromagnet, when the control auxiliary contact KM is closed, and as a result they are connected in series, connected to the power supply to the control circuit, and generate the MMF that is sufficient to allow the contactor to operate. After operation of the contactor, the contact KM opens and the retaining windings are connected in series with the booster windings. These are wound with a relatively thin wire. As a result, they have considerably greater resistance and considerably less MMF, which at a small gap is sufficient to hold the armature of the electromagnet in the pulled state. Capacitor C provides efficient arc extinguishing at interruption of high current that passed through the booster windings, and the diode VD2 prevents countercurrent in the holding windings when the contactor is braked, and in some cases even blocks the operation of the apparatus.

This electric circuit is often considered to be too complicated for programming, but its description is much simpler if the parallel connection of the capacitor C with the auxiliary control contact KM, which is closed when the coordinate s of the armature stroke does not exceed the value of the coordinate s_a at which the opening of this contact occurs, to replace with one capacitor with very high capacitance C_M when $s \leq s_a$, and at $s > s_a$ the capacitance of this capacitor becomes equal to its nominal value C_0 :

$$C = \begin{cases} C_M & \text{at } s \leq s_a; \\ C_0 & \text{at } s > s_a. \end{cases} \quad (23)$$

In this case, we obtain the following differential equations for electric circuits:

$$u_0 = 2 \cdot R_B \cdot i_B + 2 \cdot L_{\sigma B} \cdot \frac{di_B}{dt} + 2 \cdot N_B \cdot \frac{d\Phi_0}{dt} + u_C; \quad (24)$$

$$u_C = 2 \cdot R_H \cdot i_H + 2 \cdot L_{\sigma H} \cdot \frac{di_H}{dt} + 2 \cdot N_H \cdot \frac{d\Phi_0}{dt} + u_d(i_H); \quad (25)$$

$$C \cdot \frac{du_C}{dt} = i_B - i_H, \quad (26)$$

In these three equations, the unknown values are currents i_B , i_H , voltage u_C and magnetic flux Φ_0 , but the latter is determined when solving the corresponding magnetic circuit equation.

Note that the Maple code does not require representing the task of integrating systems of differential equations in the form of a system solved with respect to the first derivatives. It independently chooses the method and step of integration, as well as independently performs complex algebraic transformations, which makes it a valuable tool for solving complex problems of forced systems dynamics calculation.

Model validation on a full specimen.

Data of experimental studies of industrial samples of vacuum contactors are presented in one of the previous papers [10], where forced control systems were used as in Fig. 4. In particular, the oscillograms of the dynamic characteristics of the currents in the booster and holding windings were obtained at the power supply of the control system from DC and AC sources. The experimental data were compared with the results of calculations performed using a simplified model of the magnetic circuit, which was considered as a circuit with lumped parameters (Fig. 5).

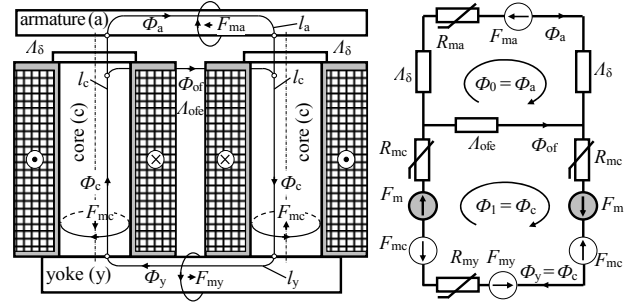


Fig. 5. A sketch of a double-rod magnetic core of the electromagnet and its simplified substitution circuit

The equations compiled for two circuits with magnetic fluxes Φ_0 and Φ_1 have the following form:

$$-\frac{1}{R_a} \cdot \frac{d\Phi_0}{dt} = H(\Phi_0 / S_a) \cdot l_a + \frac{2 \cdot \Phi_2}{\Lambda_\delta} - (\Phi_1 - \Phi_0) / \Lambda_{ofe}; \quad (27)$$

$$2 \cdot i_B \cdot w_B + 2 \cdot i_H \cdot w_H - (2 \cdot G_c + G_y) \cdot \frac{d\Phi_1}{dt} = H(\Phi_1 / S_y) \cdot l_y + 2 \cdot H(\Phi_1 / S_c) \cdot l_c + (\Phi_1 - \Phi_0) / \Lambda_{ofe} \quad (28)$$

The calculations are carried out in accordance with the following input data, the designations of which correspond to those given in Fig. 5 and in explications of the formulas (5), (10) and (11)–(26): $l_a = 65$ mm; $l_y = 65$ mm; $l_c = 59$ mm; $l = 64$ mm; $d_c = 26$ mm; $d_p = 30$ mm; $\delta = 5$ mm; $a_v = 6$ mm; $a_a = 5$ mm; $b_v = 40$ mm; $b_a = 32$ mm; $l_p = 3$ mm; $s_k = \delta$; $s_c = 3,5$ mm; $s_a = 4,5$ mm; $m_v = 2,2$ kg; $m_c = 0,6$ kg; $F_1 = 161$ N; $F_2 = 172$ N; $F_3 = 221$ N; $F_4 = 253$ N; $L_{\sigma B} = 5$ mH; $L_{\sigma H} = 18$ mH; $R_B = 56$ Ω ; $R_H = 900$ Ω ; $\rho_s = 20 \cdot 10^8$ $\Omega \cdot m$; $R_d = 1 \cdot 10^8$ Ω ; $U_0 = 1$ V; $I_0 = 1$ A, $C_M = 1$ F; $C_0 = 1$ μ F.

The results of some calculations are shown in Fig. 6. These results are plotted directly on the oscillograms, which makes it possible to assess the adequacy of the proposed technique and the high accuracy of the calculations performed.

Conclusions.

1. Utilization of the computing environment Maple for mathematical modelling of the dynamics of forced electromagnetic systems allows to significantly accelerate the process of simulation, save time and significant material resources, while providing an acceptable accuracy of the results.

2. The adequacy of the developed model is confirmed by experimental studies, which showed a good coincidence of the results of the mathematical and the full-scale experiments, and, characteristically, this coincidence is observed in the conditions of complex shapes of curves of currents in windings.

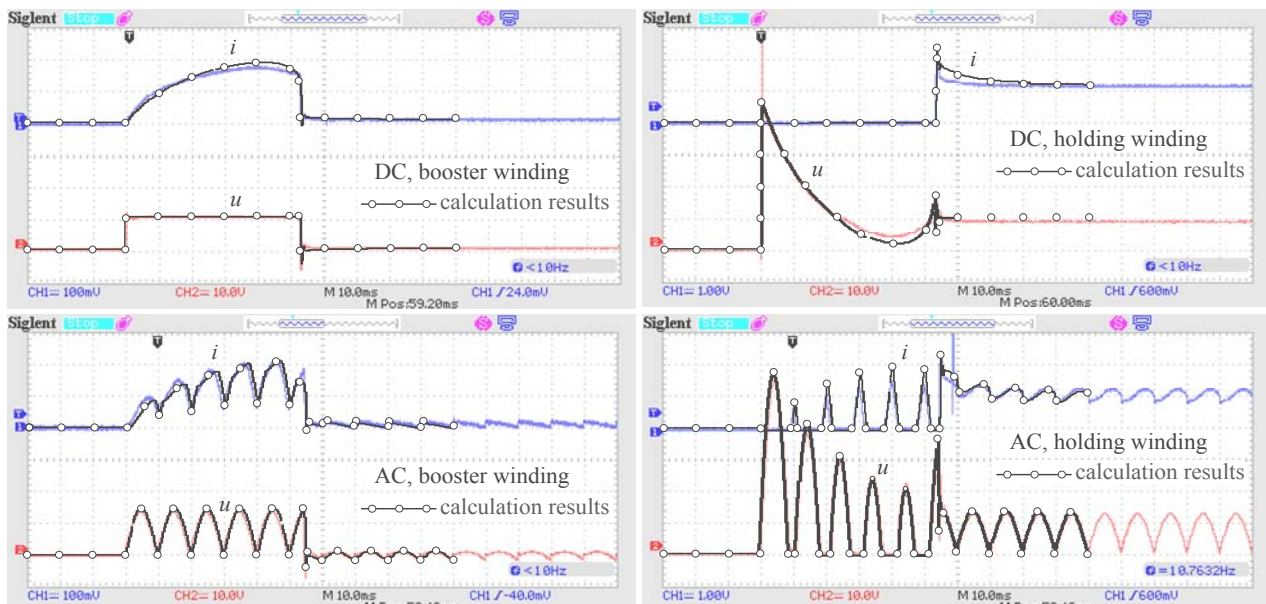


Fig. 6. Comparison of experimental data obtained on industrial samples of vacuum contactors with calculation results using a simplified model of the magnetic circuit, which is considered as a circuit with lumped parameters

REFERENCES

1. Klymenko B.V. *Forced electromagnetic systems*. Moscow, Energoatomizdat, 1989. 160 p. (Rus).
2. Koltermann P.I., Assumpção Bastos J.P., Arruda S.R. A Model for Dynamic Analysis of AC Contactor. *IEEE Transactions on Magnetics*, 1992, vol. 28, no. 2, pp. 1348-1350. doi: 10.1109/20.123941.
3. Nowak L., Demenko A. 3D coupled field-circuit simulation of electromechanical converter dynamics. *COMPEL - The international journal for computation and mathematics in electrical and electronic engineering*, 1998, vol. 17, no. 4, pp. 439-447. doi: 10.1108/03321649810210613.
4. Wada M., Yoshimoto H., Kitaide Y. Dynamic analysis and simulation of electromagnetic contactors with AC solenoids. *IEEE 2002 28th Annual Conference of the Industrial Electronics Society, IECON 02*, 5-8 Nov. 2002. doi: 10.1109/iecon.2002.1182829.
5. Ruiz J.-R. R., Espinosa A.G. A Novel Parametric Model for AC Contactors. *IEEE Transactions on Magnetics*, 2008, vol. 44, no. 9, pp. 2215-2218. doi: 10.1109/tmag.2008.2000544.
6. Li Y., Xia K., Liu W., Li D. Design and simulation analysis of electromagnetic repulsion mechanism. *2010 IEEE International Conference on Industrial Technology*, 2010. pp. 914-918. doi: 10.1109/ICIT.2010.5472562.
7. You Jiaxin, Liang Huimin, Ma Guangcheng, Chen Shuqing, Cai Zhaowen. Research on the dynamic calculation model for a DC solenoid electromagnetic contactor and its contact characteristics in break process. *2015 IEEE 61st Holm Conference on Electrical Contacts (Holm)*, San Diego, CA, 2015, pp. 191-194. doi: 10.1109/HOLM.2015.7355096.
8. Tatevosian A.S. *Dinamika elektromagnitov [Dynamics of electromagnets]*. Omsk, Omsk State Technical University Publ., 2016. 148 p. (Rus).
9. Bajda Ye.I., Klymenko B.V., Pantelyat M.G., Yelanskyi Yu.A., Trichet D., Wasselynck G. Peculiarities of calculating the dynamics of high-speed electromagnets using tunable elastic meshes. *Book of Abstracts of the 19th International Symposium on Electromagnetic Fields in Mechatronics, Electrical and Electronic Engineering (ISEF2019)*, Nancy, France, August 2019, 2 p., accepted.
10. Korol O.G., Klymenko B.V., Yeresko O.V. Investigations of transients in the forced control device for the monostable electromagnet of the vacuum contactor. *Bulletin of NTU «KhPI». Series: Problems of Improvement of Electrical Machines and Apparatus. Theory and Practice*, 2018, no. 32 (1308), pp. 34-40. doi: 10.20998/2079-3944.2018.32.06. (Ukr).

Received 07.02.2019

Ye.I. Bajda¹, M. Clemens², B.V. Klymenko¹, O.G. Korol¹, P.Ye. Pustovoitov¹

¹National Technical University «Kharkiv Polytechnic Institute», 2, Kyrpychova Str., Kharkiv, 61002, Ukraine, phone +380 57 7076281, e-mail: b.v.klymenko@gmail.com

²University of Wuppertal, Rainer-Gruenter-Straße 21, 42119 Wuppertal, Germany, phone +49 202 439-1924, e-mail: clemens@uni-wuppertal.de

Application of the computing environment Maple to the calculation of the dynamics of the electromagnets in the complicated systems of forced control.

General description of the research topic. The authors propose a technique for calculating the dynamics of electromagnets operating in complex forced systems. Such forced electromagnets are widely used in electromechanical switching devices, in particular in vacuum contactors, to reduce their size, energy consumption and to increase speed, which indicates the **relevance of this topic**. A mathematical model of the dynamics of a forced electromagnetic system, which takes into account the peculiarities of behavior in transients of its individual elements – the mechanical system, the magnetic and electrical circuits, taking into account the interaction of the electromagnet with a control device when the apparatus is activated, contains certain signs of **scientific novelty and is the purpose of the paper**. The technique of calculating the dynamics of forced electromagnets uses the **computing environment Maple**. The calculation is based on a mathematical model, which is a system of nonlinear differential equations of the magnetic and electric circuits, supplemented by the equations of motion of the elements of a mechanical system. The use of the **computing environment Maple**, applied here to automatically perform the mathematical transformations, allows avoiding the complicated processes of choosing the numerical integration method, programming of complex and cumbersome equations and numerical integration procedures, to obtain results of calculations in convenient tabular and/or graphic form. This specifically indicates the **practical significance** of this work. The results of the comparison of calculations with previously published experimental data presented in the paper indicate the **high efficiency** of the proposed models and techniques. References 10, figures 6.

Key words: electromagnets, dynamics, forced control, switching devices, vacuum contactors, computing environment Maple.

П.Д. Андриенко, О.В. Немыкина, А.А. Андриенко

ВЛИЯНИЕ ВЫСШИХ ГАРМОНИК ТОКА НА ВЫБОР ТОКОПРОВОДОВ СИСТЕМ ПИТАНИЯ КРАНОВ

У статті проведено дослідження впливу вищих гармонік струму на втрати напруги і потужності в струмопроводах систем живлення кранів. Отримані необхідні розрахункові співвідношення для визначення параметрів струмопроводів при наявності вищих гармонік. На прикладі найбільш розповсюджених частотно-регульованих приводів показано, що в тролейних лініях зі сталевих матеріалів втрати напруги і потужності зростають до 4 разів і до 1,43 рази, відповідно. Показано, що наявність нелінійної залежності активного опору сталевих струмопроводів від струму навантаження і частоти призводить до збільшення розрахункової величини втрат потужності в порівнянні з розрахунком через коефіцієнт спотворення струму. Встановлено, що величина $\text{tg}\varphi_{\omega 1}$ може бути використана як конструктивний показник струмопроводу. Наявність втрат потужності призводить до зниження ККД систем живлення кранів до 7 %, що необхідно враховувати при виборі систем електроприводу і його терміну окупності. Бібл. 12, табл. 2, рис. 4.

Ключові слова: вищі гармоніки, втрати напруги, втрати потужності, струмопроводи, сталеві матеріали, алюмінієві шини, системи живлення кранів.

В статье проведено исследование влияние высших гармоник тока на потери напряжения и мощности в токопроводах систем питания кранов. Получены необходимые расчетные соотношения для определения параметров токопроводов при наличии высших гармоник. На примере наиболее часто встречающихся частотно-регулируемых приводов показано, что в троллейных линиях из стальных уголков потери напряжения и мощности возрастают до 4 раз и до 1,43 раза, соответственно. Показано, что наличие нелинейной зависимости активного сопротивления стальных токопроводов от тока нагрузки и частоты приводит к увеличению расчетной величины потерь мощности по сравнению с расчетом через коэффициент искажения тока. Установлено, что величина $\text{tg}\varphi_{\omega 1}$ может быть использована как конструктивный показатель токопровода. Наличие потерь мощности приводит к снижению КПД систем питания кранов до 7 %, что необходимо учитывать при выборе систем электропривода и его срока окупаемости. Библ. 12, табл. 2, рис. 4.

Ключевые слова: высшие гармоники, потери напряжения, потери мощности, токопроводы, стальные уголки, алюминиевые шины, системы питания кранов.

Введение. Основная масса кранов питается переменным током промышленной частоты, что является определяющим при выборе типа используемых электроприводов кранов. Современное состояние краностроения характеризуется внедрением полупроводниковых преобразователей, существенно изменяющих качество кранового электропривода, обеспечивающего равноускоренный пуск и остановку механизмов, что способствует повышению надежности и долговечности их механических конструкций и подвижных элементов при существенной экономии электроэнергии [1-3]. В большинстве случаев преимущество отдается применению частотно-регулируемому приводу (ЧРП). Наличие полупроводниковых преобразователей приводит к появлению в системе питания кранов (СПК) токов высших гармоник, что в свою очередь отрицательно влияет на качество электроэнергии, электромагнитную совместимость, приводит к падению напряжений и потерь мощности. При выборе вида регулируемого привода экономическая оценка производится путем сравнения их КПД, стоимости, без учета потерь в СПК переменного тока, которые вызывают ухудшения КПД системы «СПК – ЧРП» [4-6].

Целью статьи является исследования влияния высших гармоник тока на потери мощности и напряжения в токопроводах систем питания кранов и разработка методики учета этого влияния в практических расчетах.

Основной материал исследований.

1. Исходные данные. В существующей практике в основном применяется система питания переменного тока, а для реализации регулируемых электроприводов в крановых установках используются управляемые выпрямители с двигателями постоянного тока или ЧРП на основе двухзвенного преобразователя

частоты с автономным инвертором напряжения, имеющих в своем составе неуправляемый, управляемый или активный мостовой выпрямитель. Наличие мостовых выпрямителей приводит к появлению высших гармоник $n=6k\pm 1$ порядка (k – натуральное число $k = 1, 2, 3, 4, \dots$) в сети переменного тока, которые приводят к увеличению расчетного тока на величину, учитываемую коэффициентом искажения ν либо коэффициентом гармоник THD_I в соответствии с требованиями международных стандартов IEEE 519-1992 или IEC 61000-3-12:2012 [5-7].

Для оценки влияния высших гармоник в СПК переменного тока с использованием двухзвенного преобразователя частоты (ПЧ) использована схема замещения (рис. 1). Источник питания (G) в схеме замещения – симметричная система напряжений ограниченной мощности. Питающая сеть имитируется последовательными $R_i L_i$ цепочками.

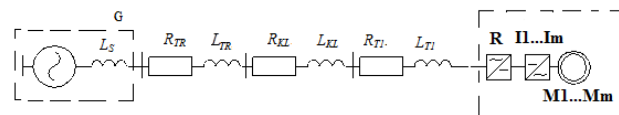


Рис. 1. Схема замещения СПК переменного тока

Каждая цепочка включает соответствующую индуктивность и активное сопротивление: трансформатора – $R_{TR} L_{TR}$, кабельной линии – $R_{KL} L_{KL}$, участка токопровода $R_{TI} L_{TI}$ – соответственно к первому крану в полете.

При модернизации кранов наиболее часто используется схема ЧРП с общим выпрямителем (R), который размещен на кране. В зависимости от типа крана используются токопроводы из профильной стали, алюминиевых шин, гибких кабелей.

© П.Д. Андриенко, О.В. Немыкина, А.А. Андриенко

При выполнении анализа приняты следующие допущения:

- постоянство амплитуды, синусоидальность формы и симметрия трех фазных напряжений на вторичной обмотке силового трансформатора;
- индуктивные и активные сопротивления всех элементов сети, кроме основного токопровода считаются постоянными и не зависящими от тока;
- учет влияния высших гармоник тока производится по результатам моделирования СПК с ЧРП или по аналитическим соотношениям, при этом параметры токопровода зависят от частоты и тока нагрузки.

Выбор сечений токопроводов производится по условию нагрева и проверяется на потерю напряжения в самой удаленной точке [8, 9].

Расчетный ток токопровода при несинусоидальной нагрузке определяется исходя из значения расчетной мощности (P) по соотношению [9]:

$$I = \frac{P}{\sqrt{3} \cdot \lambda \cdot U_{nom}} = \frac{P}{\sqrt{3} \cdot \cos \varphi_1 \cdot v \cdot U_{nom}}, \quad (1)$$

где U_{nom} – номинальное напряжение, $U_{nom} = 380$ В; λ , $\cos \varphi_1$, v – соответственно коэффициент мощности для несинусоидальной цепи, коэффициент мощности основной гармоники и коэффициент искажения.

Для крановых установок с управляемыми выпрямителями и двигателями постоянного тока или двухзвенными преобразователями частоты и ЧРП, работающих в повторно-кратковременном режиме, входной коэффициент мощности $\lambda = 0,5 \div 0,6$ [2]. Обеспечение электромагнитной совместимости (ЭМС) преобразователя частоты (ПЧ) с питающей сетью достигается путем установки входного, сглаживающего реактора и (или) активного выпрямителя. При этом входной коэффициент мощности основной гармоники возрастает и может достичь единицы. В дальнейшем исследовании выполнены при $\cos \varphi_1 = 0,5 \div 1$ [4].

В случае генерации высших гармоник расчетный ток токопровода определяются соотношением [10]:

$$I = \sqrt{\sum_{i=1}^n I_n^2}, \quad (2)$$

где I_n – значение расчетного тока гармоники n -порядка в токопроводах.

Для мостового выпрямителя относительные значения высших гармоник входного тока определяются из соотношения:

$$I_n^* = k_n \cdot \frac{I_n}{I_1} = k_n \cdot \frac{1}{n} = k_n \cdot \frac{1}{f_n^*}, \quad (3)$$

где k_n – коэффициент, учитывающий относительное значение амплитуды n -гармоники при разных пульсации выпрямленного тока.

Для идеального выпрямителя $L_d = \infty$, $k_n = 1$ коэффициент искажения входного тока $v = 0,955$.

Для трехфазного мостового выпрямителя во входном звене ПЧ и емкостным фильтром значения токов высших гармонических получены методом имитационного моделирования [11], которое было выполнено в программном пакете Matlab (табл. 1).

Соотношение (2) в относительных единицах с учетом (3) принимает вид:

$$I^* = \sqrt{\sum_{i=1}^n \left(k_n \cdot \frac{1}{f_n^*} \right)^2}. \quad (4)$$

Таблица 1

Значения высших гармонических входного тока

I_n/I_1 , %	$n=5$	$n=7$	$n=11$	$n=13$	$n=17$	$n=19$	v
	38,3 %	2,2 %	7 %	3 %	3 %	2 %	0,926
$L_d = \infty$, $k_n = 1$	20 %	14 %	9 %	7 %	6 %	5 %	0,955
k_n	1,91	0,87	0,77	0,42	0,5	0,4	–

2. Определение параметров токопроводов с учетом высших гармоник. Особенностью токопроводов в условиях генерации высших гармоник является зависимость их активного сопротивления от величины магнитной проницаемости стального токопровода и частоты тока.

Величина активного сопротивления токопроводов из угловой стали определяется соотношениями [9]:

$$\left. \begin{aligned} R_{\omega} &= K_{\omega} R_0 = K_{\omega} \cdot \rho_{50} \cdot \frac{l}{S_t} \\ K_{\omega} &= 1 + 0,84 \cdot \beta_w, \quad \text{при } \beta_w < 1 \\ K_{\omega} &= 0,758 + \sqrt{1,34 \cdot \beta_w - 0,83}, \quad \text{при } 1 < \beta_w < 3 \\ K_{\omega} &= 0,758 + 1,159 \beta_w, \quad \text{при } \beta_w \geq 3 \\ \beta_w &= 2 \cdot 10^{-2} \frac{S}{P} \cdot \sqrt{\frac{f}{\rho_{50}}} \mu \end{aligned} \right\}, \quad (5)$$

где S , P , l – соответственно сечение, cm^2 , периметр, cm , длина, m ; R_0 – омическое сопротивление стального токопровода постоянному току, Ω/km ; μ – относительная магнитная проницаемость стального токопровода, которая определяется по кривым [10] в зависимости от напряженности магнитного поля $H = 0,4 \cdot \pi \cdot I / P$, A/cm ; ρ_{50} – удельное сопротивление постоянному току, $\Omega \cdot \text{mm}^2/\text{m}$; I – ток токопровода, A ; S_t – сечение, mm^2 .

Для троллейных линий из угловой стали $50 \times 50 \times 5$ и $75 \times 75 \times 10$, по условию допустимого нагрева значения напряженности магнитного поля H находятся в пределах $6 \div 23,5$ A/cm , которому соответствует значения $\mu = 1500 \div 750$. Согласно соотношениям (5) β_w для частоты 50 Hz (первая гармоника) принимает значения $\beta_{w1} = 3,6 \div 3,2$ и $\beta_{w1} = 6,5 \div 5,8$, соответственно. Указанные значения β_{w1} соответствуют коэффициенту $K_{\omega 1} = 5 \div 4,5$ и $K_{\omega 1} = 8,25 \div 7,6$. Активное сопротивление переменному току $R_{\omega 1} = 1,5 \div 1,4$ Ω/km и $R_{\omega 1} = 0,85 \div 0,78$ Ω/km для угловой стали $50 \times 50 \times 5$ и $75 \times 75 \times 10$, в то время как омическое сопротивление уголков постоянному току меньше в 5 и 8,25 раз соответственно (табл. 2).

Значение индуктивного сопротивления троллейных линий из угловой стали для первой гармоники определяется по соотношению [9]:

$$X_{\omega 1} = X^1 + X^{11} \approx X^1 + 0,56 R_{\omega 1}, \quad (6)$$

где X^1 и X^{11} – внутреннее и внешнее индуктивные сопротивления троллейных линий соответственно.

Значения активного и внутреннего индуктивного сопротивлений троллейных линий из угловой стали $R_{\omega 1}$ и X^{11} согласно соотношениям (5), (6) зависят от тока нагрузки и частоты. Значение внутреннего индуктивного сопротивления X^1 не зависит от тока нагрузки.

Параметры исследуемых токопроводов

	Размер, mm	Ток нагрузки, А	R_0 , Ω/km	$R_{\omega 1}$, Ω/km	$X_{\omega 1}$, Ω/km		I_{\max} , А	$\operatorname{tg}\varphi_{\omega 1}$
					X^1 , Ω/km	X^{11} , Ω/km		
Троллей	50×50×5	100/170	0,3	1,5/1,36	0,216	0,85/0,77	328	0,71/0,725
	75×75×10	200/360	0,103	0,85/0,78	0,18	0,49/0,44	542	0,788/0,795
Шины	40×4	–	0,192	0,222	0,214		475	0,96
	120×10	–	0,0255	0,0331	0,153		2070	4,6

Параметры наиболее применяемых токопроводов в виде стальных троллейных линий и алюминиевых шин для первой гармоники приведены в табл. 2. Анализ данных табл. 2 показывает, что для троллейных линий из угловой стали $\operatorname{tg}\varphi_{\omega 1}$ изменяется в диапазоне 0,71÷0,795 и практически не зависит от их сечения, с незначительной погрешностью можно принять $\operatorname{tg}\varphi_{\omega 1} \approx 0,75 = \text{const}$, в то время как для шин $\operatorname{tg}\varphi_{\omega 1}$ увеличивается с увеличением сечения шин.

Внутреннее индуктивное сопротивление для уголков 50×50×5 и 75×75×10 находится в диапазоне 0,216÷0,18 Ω/km с незначительной погрешностью можно принять $X^1 \approx 0,195 = \text{const}$.

При генерации токов высших гармоник $n \geq 5$ в стальном токопроводе коэффициент $\beta_w > 3$, выражение (5), поэтому с точностью до 10 % можно принять $K_{\omega n} \approx 1,159 \cdot \beta_{wn}$.

Относительное значение активного сопротивления токопровода для гармоник n -порядка, с учетом выражений (5):

$$R_{\omega n}^* = \frac{R_{\omega n}}{R_{\omega 1}} = \frac{K_{\omega n}}{K_{\omega 1}} \approx \frac{\beta_{wn}}{\beta_{w1}} = \sqrt{f_n^*}, \quad (7)$$

где $f_n^* = f_n/f_1$ – относительная частота гармоники n -порядка; f_n, f_1 – частота гармоники n -порядка, частота основной гармоники, соответственно.

Активное и индуктивное сопротивление троллейных линий для гармоник n -порядка:

$$R_{\omega n} = R_{\omega 1} \cdot \sqrt{f_n^*}, \quad (8)$$

$$X_{\omega n} = X_{\omega 1} \cdot f_n^* = \left(X^1 + 0,56 R_{\omega 1} \cdot \sqrt{f_n^*} \right) \cdot f_n^*. \quad (9)$$

Используя соотношения (8) и (9) выразим значение:

$$\operatorname{tg}\varphi_{\omega n} = \frac{X_{\omega n}}{R_{\omega n}} = \frac{\left(0,195 + 0,56 \cdot R_{\omega 1} \cdot \sqrt{f_n^*} \right) \cdot f_n^*}{R_{\omega 1} \cdot \sqrt{f_n^*}}. \quad (10)$$

При $f_n^* > 5$ значение внутреннего индуктивного сопротивления троллейных линий мало по сравнению с внешним индуктивным сопротивлением, поэтому, с достаточной для практики точностью, возможно использовать соотношение:

$$\operatorname{tg}\varphi_{\omega n} = \operatorname{tg}\varphi_{\omega 1} \cdot f_n^* \approx 0,56 \cdot f_n^*. \quad (11)$$

Отметим, что для алюминиевых шин и медных токопроводов в диапазоне исследуемых частот проявление поверхностного эффекта незначительно, поэтому активное сопротивление шин неизменно $R_{\omega n} = R_{\omega 1}$.

Значение $\operatorname{tg}\varphi_{\omega n}$ для гармоник n -порядка алюминиевых шин и медных токопроводов определяется соотношением $\operatorname{tg}\varphi_{\omega n} = \operatorname{tg}\varphi_{\omega 1} \cdot f_n^*$.

3. Определение потери напряжения в токопроводах с учетом высших гармоник. В общем случае потери напряжения определяются соотношением [10]:

$$\Delta U = \sqrt{\sum_{i=1}^n \Delta U_n^2}, \quad (12)$$

где ΔU_n – потери напряжения для гармоник n -порядка в токопроводах:

$$\begin{aligned} \Delta U_n &= \frac{\sqrt{3} k_{\max} \cdot I_n \cdot (R_{\omega n} \cdot l \cdot \cos\varphi_1 + X_{\omega n} \cdot l \cdot \sin\varphi_1)}{U_{\text{ном}}} \cdot 100 = \\ &= \frac{\sqrt{3} k_{\max} \cdot I_n \cdot R_{\omega n} \cdot l (\cos\varphi_1 + \operatorname{tg}\varphi_{\omega n} \cdot \sin\varphi_1)}{U_{\text{ном}}} \cdot 100, \end{aligned} \quad (13)$$

где I_n, φ_1 – значение тока n -гармоники и угол сдвига основной гармоники соответственно; l – длина токопровода; k_{\max} – коэффициент, учитывающий увеличение пикового тока относительно расчетного значения тока.

Значение $\cos\varphi_1$ определяется углом коммутации γ для выпрямителей, установленных во входном звене ПЧ.

Используя ранее принятые допущения, преобразуем соотношение (12). Для стальных токопроводов соотношение принимает вид:

$$\begin{aligned} \Delta U^* &= \frac{\sqrt{\sum_{i=1}^n \Delta U_n^2}}{\Delta U_1} = \\ &= \sqrt{1 + \sum_{k=1}^{n=6k \pm 1} (k_n)^2 \frac{1}{f_n^*} \left(\frac{\cos\varphi_1 + 0,56 \cdot f_n^* \cdot \sin\varphi_1}{\cos\varphi_1 + \operatorname{tg}\varphi_{\omega 1} \cdot \sin\varphi_1} \right)^2}. \end{aligned} \quad (15)$$

Для алюминиевых шин соотношение (15) имеет вид:

$$\Delta U^* = \sqrt{1 + \sum_{k=1}^{n=6k \pm 1} (k_n)^2 \frac{1}{(f_n^*)^2} \left(\frac{\cos\varphi_1 + \operatorname{tg}\varphi_{\omega 1} \cdot f_n^* \cdot \sin\varphi_1}{\cos\varphi_1 + \operatorname{tg}\varphi_{\omega 1} \cdot \sin\varphi_1} \right)^2}. \quad (16)$$

При исследовании потери напряжения в условиях генерации высших гармоник установлено, что ее величина определяется в основном произведением $\operatorname{tg}\varphi_{\omega 1} \cdot f_n^* \cdot \sin\varphi_1$, входящим в функцию $f(\varphi) = (\cos\varphi_1 + \operatorname{tg}\varphi_{\omega 1} \cdot f_n^* \cdot \sin\varphi_1)$.

Зависимости функции $f(\varphi) = (\cos\varphi_1 + \operatorname{tg}\varphi_{\omega 1} \cdot \sin\varphi_1)$ для основной гармоники показаны на рис. 2.

Для троллейных линий ($\operatorname{tg}\varphi_{\omega 1} = 0,75$) при изменениях $0,6 < \cos\varphi_1 < 0,95$ функция $f(\varphi)$ может быть с достаточной для практики точностью аппроксимирована значением $f(\varphi) \approx 1,2$, что значительно упрощает расчеты. Максимальное значение функция $f(\varphi) = 1,25$ принимает при $\cos\varphi_1 = 0,8$.

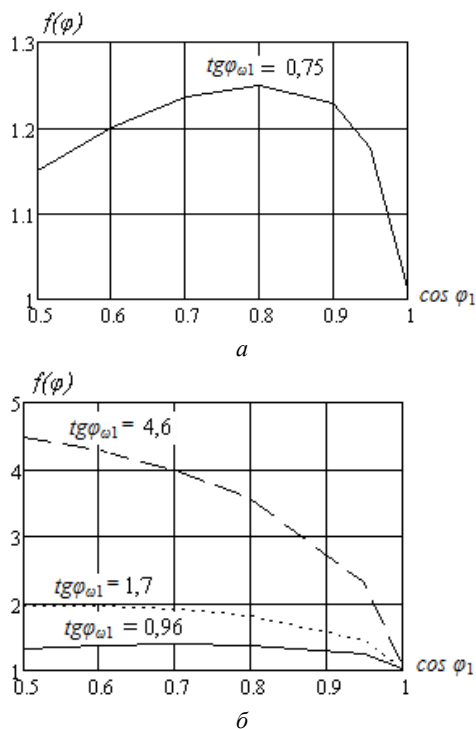


Рис. 2. Зависимости $f(\varphi) = (\cos\varphi_1 + \operatorname{tg}\varphi_{\omega 1} \cdot \sin\varphi_1)$ для токопроводов, выполненных троллейными линиями (а) и шинами (б)

При использовании шин $\operatorname{tg}\varphi_{\omega 1}$ изменяется в диапазоне $0,96 \div 4,6$.

Для значений $\operatorname{tg}\varphi_{\omega 1} = 0,96$, при $0,5 < \cos\varphi_1 < 0,95$ значения $f(\varphi) \approx 1,37$. Для значений $\operatorname{tg}\varphi_{\omega 1} \geq 1,7$, что характерно для шин размером $50 \times 6 \text{ mm}$ и более, функция монотонно возрастает при уменьшении $\cos\varphi_1$. Минимальное значение функция $f(\varphi)$ принимает при $\cos\varphi_1 = 1$.

Зависимости относительного значения $\Delta U^* = f(\cos\varphi_1)$ для троллейных линий и шин, рассчитанные по соотношениям (15) и (16), приведены на рис. 3. Анализ зависимостей показывает, что при одинаковом гармоническом составе тока относительное значение потери напряжения в токопроводах из стального уголка значительно выше, чем в шинах. Это объясняется тем, что для троллейных линий составляющая ΔU_n^* обратно пропорциональна f_n^* , а для шин $(f_n^*)^2$. При уменьшении коэффициента сдвига до величины $\cos\varphi_1 = 0,5$, что характерно для управляемых выпрямителей, потери напряжения увеличиваются в 4 раза для стальных уголков, и в 2,5 раза для шин.

Указанное обстоятельство подтверждает необходимость учитывать влияние высших гармонических при расчете потери напряжения.

Уменьшение коэффициента искажения ν с $0,955$ до $0,926$ приводит к снижению потери напряжения в токопроводах, что свидетельствует о нелинейной зависимости ΔU^* от амплитуд гармонических составляющих кривой тока.

Поэтому при проектировании СПК, которые имеют полупроводниковые преобразователи (выпрямители, ПЧ, регуляторы напряжения) необходимо определять гармонический состав имитационным моделированием. Зависимости ΔU^* имеют ряд характерных точек.

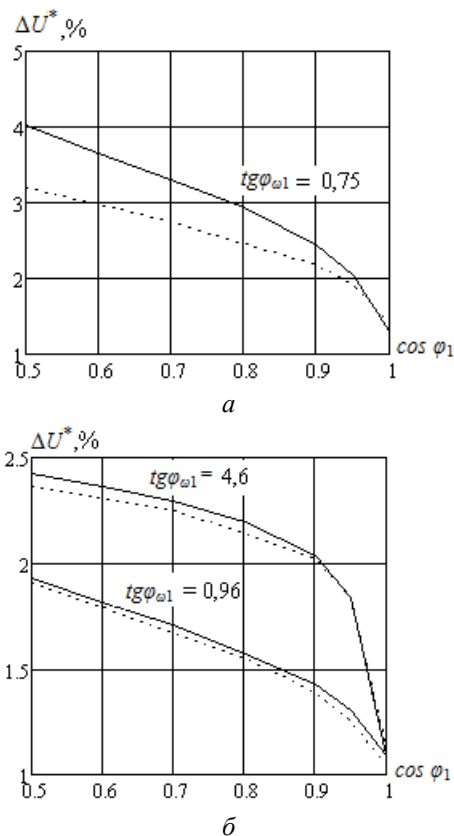


Рис. 3. Зависимости $\Delta U^* = f(\cos\varphi_1)$ для токопроводов при $\nu = 0,955$ (сплошная линия) и $\nu = 0,926$ (пунктирная линия), выполненных троллейными линиями (а) и шинами (б)

Для токопроводов из угловой стали соотношение (15) принимает вид:

- при $\nu \leq 0,95$ и $\cos\varphi_1 = 1$

$$\Delta U^* = \sqrt{1 + \sum_{k=1}^{n=6k+1} (k_n)^2 \frac{1}{f_n^*}}, \quad (17)$$

- при $\sin\varphi_1 = 1$ ($\cos\varphi_1 = 0$)

$$\Delta U^* = \sqrt{1 + \sum_{k=1}^{n=6k+1} (k_n)^2}, \quad (18)$$

- при $k_n = 1$, $\Delta U^* \rightarrow \sqrt{2}$.

Абсолютное значение потери напряжения пропорционально расчетному значению I_n и активному сопротивлению $R_{\omega n}$ согласно (13). Поскольку активное сопротивление шин меньше, чем стальных уголков, то при равном значении расчетного тока абсолютное значение падения напряжения в шинах существенно меньше.

Отметим, что использование кабельных токопроводов для питания порталных [12] и козловых кранов, обеспечивает существенное уменьшение потерь напряжения благодаря относительно низкому их $\operatorname{tg}\varphi_{\omega 1}$.

4. Определение потерь мощности в токопроводах с учетом высших гармоник. Потери мощности в токопроводах переменного тока для первой гармоники определяются соотношением [9]:

$$\Delta P_1 = 3(I_1)^2 R_{\omega 1} = 3 \left(\frac{P}{\sqrt{3} \cdot \cos\varphi_1 \cdot U_{ном}} \right)^2 R_{\omega 1}, \quad (19)$$

где I_1 – расчетное значение тока основной гармоники.

Относительное значение добавочных потерь в токопроводе переменного тока в условиях генерации высших гармоник определяется из соотношения:

$$\Delta P_{\Sigma}^* = \frac{\sum_{k=1}^{n=6k \pm 1} \Delta P_n}{\Delta P_1} = \sum_{k=1}^{n=6k \pm 1} R_{\text{ом}}^* \cdot (I_n^*)^2, \quad (20)$$

где ΔP_1 – потери мощности на основной гармонике в токопроводе переменного тока.

С учетом выражений (3) и (7) относительное значение добавочных потерь в токопроводе:

$$\Delta P_{\Sigma}^* = \sum_{k=1}^{n=6k \pm 1} k_n \cdot \frac{\sqrt{f_n^*}}{(f_n^*)^2}. \quad (21)$$

Относительные суммарные потери с учетом первой гармоники:

$$\Delta \Sigma P^* = (1 + \Delta P_{\Sigma}^*). \quad (22)$$

Произведя суммирование ряда (21) для рассматриваемого токопровода при $\nu = 0,955$ получим значение $\Delta P_{\Sigma}^* = 0,26$. Относительные суммарные потери $\Delta \Sigma P^* = 1,26$ согласно (22).

При расчете с использованием коэффициента искажения ν относительные суммарные потери:

$$\Delta \Sigma P^* = \Delta P_1 / \nu^2 = 1 / \nu^2 = 1 / 0,95 = 1,11.$$

Полученное значение по соотношению (22) в $1,26 / 1,11 = 1,135$ раза больше по сравнению с известным общепринятым подходом.

При коэффициенте искажения $\nu = 0,926$ по данным табл. 1 относительное значение добавочных потерь согласно выражению (21) $\Delta P_{\Sigma}^* = 0,436$. Относительные суммарные потери с учетом основной гармоники $\Delta \Sigma P^* = 1,436$.

При расчете с использованием коэффициента искажения: $\Delta \Sigma P^* = 1 / 0,93^2 = 1,15$.

Значение относительных суммарных потерь увеличиваются в $1,436 / 1,15 = 1,25$ раза.

В токопроводах, выполненных алюминиевыми шинами (например, для питания порталных кранов), величина активного сопротивления не существенно зависит от наличия высших гармоник, поэтому с достаточной для практики точностью потери мощности можно определить, используя общепринятую методику: $\Delta \Sigma P^* = \Delta P_1 / \nu^2 = 1 / \nu^2$.

Указанное обстоятельство подтверждает необходимость учитывать влияние высших гармонических при расчете потерь мощности в токопроводах.

5. Влияние потерь мощности в токопроводах на КПД систем питания кранов. На рис. 4 представлена зависимость относительного значения потерь мощности основной гармоники ($\Delta P_1^* = \Delta P_1 / P_1$) в токопроводах длиной 100 м при токах нагрузки и параметрах токопроводов, приведенных в табл. 2 при изменении значений $\cos \varphi_1 = 0,5 \div 1$.

Анализ зависимостей (рис. 4) показывает, что при $\cos \varphi_1 = 1$ и $l = 100$ м относительные потери мощности в троллейных линиях составляют 5 % и 6,1 %, соответственно для уголков $50 \times 50 \times 5$ и $75 \times 75 \times 10$, для алюминиевых шин – 1,4 % и 1,03 %, соответственно для сечений 40×4 мм и 120×10 мм. При $\cos \varphi_1 = 0,5$ относительные потери в троллейных линиях составляют 20 % и 25 %, соответственно для $50 \times 50 \times 5$ и $75 \times 75 \times 10$, потери в шинах – 4,1 % и 5,5 %, соответственно для сечений 120×10 мм и 40×4 мм.

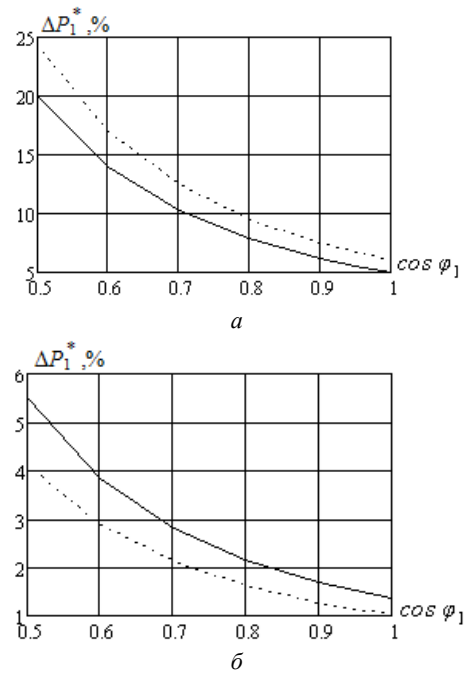


Рис. 4. Зависимости $\Delta P_1^* = f(\cos \varphi_1)$ для токопроводов, выполненных троллейными линиями (а) $50 \times 50 \times 5$ мм при $P = 59$ кВт (сплошная линия) и $75 \times 75 \times 10$ мм при $P = 125$ кВт (пунктирная линия); и выполненных шинами (б), 40×4 мм при $P = 100$ кВт (сплошная линия) и 120×10 мм при $P = 500$ кВт (пунктирная линия)

Таким образом, относительные потери в троллейных линиях увеличиваются в 3-3,5 раза по сравнению с шинами. При реальных длинах 60-70 м и расположении узлов подпитки троллейных линий потери в них составляют 3-5 % в зависимости от сечения уголка. С учетом добавочных потерь от высших гармоник и реальных коэффициентах мощности потери мощности возрастают до 4,5-7 %.

При длинах шины до 300 м, что характерно для порталных кранов, потери составляют до 4,2 %, с учетом добавочных потерь потери мощности возрастают до 5 %.

Указанное обстоятельство приводит к снижению КПД СПК с ЧРП, что необходимо учитывать при обосновании срока окупаемости системы электропривода.

Выводы.

1. Наличие высших гармоник в токопроводах систем питания кранов при изменении значений $\cos \varphi_1 = 0,5 \div 0,95$ вызывает:

- увеличение потери напряжения в 1,8-2,5 раза по сравнению с синусоидальным током для шин $0,96 \leq \text{tg} \varphi_{\omega 1} \leq 4,6$ и в 3,2-4 раза для стальных троллейных линий;

- увеличение потерь мощности в 1,26-1,43 раза по сравнению с синусоидальным током при использовании стальных троллейных линий.

2. Показано, что определяющим параметром, влияющим на потери напряжения и мощности, является тангенс токопровода $\text{tg} \varphi_{\omega 1}$, который может быть использован как конструктивный параметр токопровода. Наименьшими потерями обладают токопроводы с минимальным $\text{tg} \varphi_{\omega 1}$.

3. Наличие потерь мощности в токопроводах, выполненными троллейными линиями, с учетом добавочных потерь приводит к снижению КПД систем

питания кранов до 4,5-7 % при использовании троллейных линий и до 5 % при использовании шин, что необходимо учитывать при технико-экономическом обосновании систем электропривода. Наличие добавочных потерь от высших гармоник в системах питания кранов переменного тока приводит к увеличению затрат на реализацию токопроводов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Герасимьяк Р.П., Бушер В.В., Калинин А.Г. Электроприводы и системы управления крановых механизмов: уч. пособие. – Одесса: Наука и Техника, 2014. – 202 с.
2. Волков И.В. Новая концепция построения силовых цепей частотно-регулируемых асинхронных электроприводов // Технічна електродинаміка. – 1999. – №4. – С. 21-26.
3. Тищенко В.Н., Колотило В.И. Современное состояние электроприводов грузоподъемных механизмов // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: «Проблеми автоматизованого електроприводу. Теорія і практика». – 2005. – №45. – С. 303-306.
4. Немыкина О.В. Выбор системы питания кранов с частотно-регулируемым приводом // Электротехнические и компьютерные системы. – 2015. – №19. – С. 54-57.
5. IEEE 519-1992. IEEE Recommended Practices and Requirements for Harmonic Control in Electrical Power Systems, USA, New York, 1993.
6. IEC 61000-3-12:2012. Electromagnetic compatibility (EMC) of technical equipment. International Standard, 2012.
7. IEC 61000-3-12:2004. Limitation of emission of harmonic currents in low voltage power supply systems for equipment with rated current greater than 16 A per phase. International Standard, 2004.
8. Рудницький В.Г. Внутрішньохоче електропостачання. Навчальний посібник для студ. вищих навч. закладів. Суми. Університетська книга, 2007. – 280 с.
9. Справочник энергетика промышленных предприятий. Т.1. Электроснабжение. – М.-Л.: Госэнергоиздат, 1961. – 840 с.
10. Жежеленко И.В., Саенко Ю.Л. Показатели качества и их контроль на промышленных предприятиях. – М.: Энергоатомиздат, 2000. – 252 с.
11. Андриенко П.Д., Немыкина О.В., Андриенко Д.С. Электромагнитная совместимость систем питания кранов с частотно-регулируемым приводом // Електротехніка і електромеханіка. Спеціальний випуск до XXII Міжнародної науково-технічної конференції «Силова електроніка та енергоефективність». – 2016/4(2). – Т.2. – С. 109-112.
12. Радимов С.Н. Экспериментальное определение фактических электрических параметров крановых шинопроводов – информационная основа оптимизации их функционирования // Вісник Одеського національного морського університету. – 2001. – №7. – С. 161-168.

REFERENCES

1. Gerasimyak R.P., Busher V.V., Kalinin A.G. *Elektroprivody i sistemy upravleniya kranovykh mekhanizmov* [Electric drives and control systems of crane mechanisms]. Odessa, Science and Technology Publ., 2014. 202 p. (Rus).
2. Volkov I.V. The new concept of building power circuits of frequency-controlled asynchronous electric drives. *Technical electrodynamics*, 1999, no.4, pp. 21-26. (Rus).
3. Tishchenko V.N., Kolotilo V.I. The current state of electric lifting mechanisms. *Transactions of NTU «KhPI». Chapter «Problems of automated electric drive». Theory and practice*, 2005, no.45, pp. 303-306. (Rus).
4. Nemykina O.V. The choice of the power supply system of cranes with variable frequency drive. *Electrotechnic and computer systems*, 2015, no.19, pp. 54-57. (Rus).
5. IEEE 519-1992. *IEEE Recommended Practices and Requirements for Harmonic Control in Electrical Power Systems*, USA, New York, 1993.

6. IEC 61000-3-12:2012. *Electromagnetic compatibility (EMC) of technical equipment*. International Standard, 2012.
7. IEC 61000-3-12:2004. *Limitation of emission of harmonic currents in low voltage power supply systems for equipment with rated current greater than 16 A per phase*. International Standard, 2004.
8. Rudnitskiy V.G. *Vnutrishnotsehave elektropostachannya*. [Innerly electric power supply]. Sumy, University Book Publ., 2007. 280 p. (Ukr).
9. *Spravochnik energetika promyishlennykh predpriyatiy. T.1. Elektrosnabzheniye*. [Reference energy industry enterprises. Vol.1. Power supply]. Moscow, Leningrad, Gosenergoizdat Publ., 1961. 840 p. (Rus).
10. Zhezhelenko I.V., Saenko Yu.L. *Pokazateli kachestva i ih kontrol na promyishlennykh predpriyatiyah* [Quality indicators and their control at industrial enterprises]. Moscow, Energoatomizdat Publ., 2000. 252 p. (Rus).
11. Andrienko P.D., Nemykina O.V., Andrienko D.S. Electromagnetic compatibility of power supply systems of cranes with variable frequency drives. *Electrical Engineering and Electromechanics. Special edition of the XXII scientific-technical conference Power electronics and energy efficiency*, 2016/4(2), vol.2, pp. 109-112. (Rus).
12. Radimov S.N. Experimental determination of the actual electrical parameters of crane busbars – an informational basis for optimizing their operation. *Bulletin of the Odessa National Maritime University*, 2001, no.7, pp. 161-168. (Rus).

Поступила (received) 07.01.2019

Андриенко Петр Дмитриевич¹, д.т.н., проф.,
Немыкина Ольга Владимировна¹, к.т.н., доц.,
Андриенко Андрей Андреевич¹, аспирант,
¹ Запорожский национальный технический университет,
69063, Запорожье, ул. Жуковского, 64,
e-mail: andrpd@ukr.net, olganemikina@ukr.net

P.D. Andrienko¹, O.V. Nemykina¹, A.A. Andrienko¹
¹ Zaporozhye National Technical University,
64, Zhukovsky Str., Zaporozhye, 69063, Ukraine.

High current harmonics influence on the choice of conductors of crane power supply systems.

Purpose. To study the effect of high current harmonics on the power and voltage losses in the conductive lines of the crane power supply systems and the development of an account method for this influence in practical calculations. **Methodology.** For research analytical methods and methods of simulation are used. **Results.** Analytical calculations have been performed for power losses and voltage losses for the conductors of crane power supply systems in the conditions of high harmonic generation for frequency-controlled drives. **Originality.** For the first time, the authors have obtained the analytical expressions and graphical dependencies in relative units for practical calculations that allow determining the effect of high harmonics on the values of power losses and voltage losses for crane supply systems, while the parameters of steel conductors are nonlinear for load current and frequency. We have established that the values of power losses and voltage losses increase for crane power supply systems. It is shown that the power losses lead to a decrease the efficiency of crane supply systems up to 7 %, which must be taken into account when choosing electric drive systems and its payback period. **Practical value.** The obtained theoretical expressions can be used for calculations, design, optimization of crane power supply systems in terms of high harmonic generation. References 12, tables 2, figures 4.

Key words: high harmonics, voltage losses, power losses, conductors, steel materials, aluminum tires, crane power systems.

Yu.M. Vasetsky, I.L. Mazurenko, S.L. Bondarevskyi

PARAMETRIC ANALYSIS AND STRAY FIELDS OF TOROIDAL SUPERCONDUCTING MAGNETIC ENERGY STORAGE

Purpose. To carry out a parametric analysis of superconducting toroidal magnetic systems with a discrete winding, establishing the possibility of using an idealized model in the form of a toroidal current surface and an approximate method for determining the level of fields of scattering of a real magnetic system. *Methodology.* The calculation of the distribution of the magnetic flux density in the winding, the field of scattering and energy of the storage's field was carried out using asymptotic methods for solution of the problems of electrostatics in systems with massive curvilinear conductors with current. An iterative calculation procedure was used to determine the dimensionless characteristics. *Results.* The dimensionless characteristics of a toroidal magnetic system with a winding in the form of individual superconducting coils of circular shape are calculated. The results are obtained depending on the value of the storage's energy capacity for various values of the relative radial size of the torus. For a toroidal superconducting storage device with energy capacity of 450 MJ, enough to perform the function of damping irregular oscillations of power transmitted over the transmission line, magnetic fields of scattering are calculated for different numbers of coils and torus section sizes. *Originality.* Based on a comparison of the values of dimensionless characteristics calculated for a system with individual coils, and for an idealized mathematical model of a continuous current surface, it was established that the relative deviation of the dimensionless characteristics does not exceed 10 %. In contrast to the idealized model, the magnetic field of a toroidal system composed of individual coils spreads beyond the toroidal surface and decreases the faster, the smaller the relative radial sectional size of the torus, the greater the number of coils used and the closer they are to each other. *Practical value.* The results obtained for dimensionless characteristics allow to conclude that the idealized model can be used at the first stage of the development of a superconducting inductive storage. The estimation of the field of scattering can be made on the basis of a simple model of unidirectional current filaments. References 15, figures 7.

Key words: superconducting magnetic energy storage, parametric analysis, stray magnetic field.

Розглянуто надпровідну тороїдальну магнітну систему з котушками круглої форми. Досліджено можливість використання ідеалізованої математичної моделі у вигляді суцільної струмової поверхні для проведення параметричного аналізу магнітних систем з обмеженою кількістю окремих котушок. На основі порівняння величин безрозмірних характеристик, розрахованих для системи з окремими котушками і для ідеалізованої моделі, встановлено, що відносне відхилення не перевищує 10 %. Отримано залежності магнітного поля розсіювання для магнітної системи енергоємністю 450 МДж від відносного розміру перерізу тора і кількості котушок. Виконано оцінку характерної відстані від тороїдальної поверхні, на якій спадає магнітне поле розсіювання. Бібл. 15, рис. 7.

Ключові слова: тороїдальний надпровідний індуктивний накопичувач, параметричний аналіз, магнітне поле розсіювання.

Рассмотрена сверхпроводящая тороидальная магнитная система с катушками круглой формы. Исследована возможность использования идеализированной математической модели в виде сплошной токовой поверхности для проведения параметрического анализа магнитных систем с ограниченным количеством отдельных катушек. На основе сравнения величин безразмерных характеристик, рассчитанных для системы с отдельными катушками и для идеализированной модели, установлено, что относительное отклонение не превышает 10 %. Получены зависимости магнитного поля рассеяния для магнитной системы энергоемкостью 450 МДж от относительного размера сечения тора и количества катушек. Выполнена оценка характерного расстояния от тороидальной поверхности, на котором убывает магнитное поле рассеяния. Библ. 15, рис. 7.

Ключевые слова: тороидальный сверхпроводящий индуктивный накопитель, параметрический анализ, магнитное поле рассеяния.

Introduction. Recently, there is an increase in the interest of researchers to the possibility of using superconducting magnetic energy storage (SMES) to increase the sustainability of power systems and improve power quality as a promising high-tech way to solve a number of problems in the power industry [1-3]. This interest is due, among other things, to the successes in the use of superconducting magnetic systems with large accumulated energy in large-scale physical facilities for controlled thermonuclear fusion [4-6].

Investigations to identify areas of potential effective use of SMES to address the issues of improving the reliability and manageability of power transmission in the power systems of Ukraine have shown that it can be economically feasible to use them in the following areas: ensuring the dynamic stability of power plants, damping irregular fluctuations in the power system load, short-term

emergency frequency regulation large disturbances [7]. The values of SMES energy capacity for use in the specified areas of the power industry are approximately in the range of 100 – 10,000 MJ. For these applications, there are both several operating SMES and research-based SMES projects, taking into account specific power systems and their operating modes [8, 9]. Regarding the feasibility of SMES in the specified energy capacity range, the fact add optimism that the magnetic energy storage of toroidal configuration, intended for use in large-scale physical installations, primarily in the field of controlled thermonuclear fusion, have been developed, created and operated for many years.

To be able to use SMES in the power industry, one of the main factors is lower cost compared to alternative solutions. Here, an important characteristic is the

necessary mass-dimensional parameters of SMES and, above all, its magnetic system. These parameters usually include the following [10, 11]: dimensions – large radius R and dimensions of the torus section: volumes (masses) of the material of the superconducting winding V_{sc} and the structural material of the holding mechanical system V_{st} . An important characteristic is also the field of scattering of the toroidal system.

When developing a superconducting storage device, the following parameters are initial: the energy of the magnetic field of the storage device W , which is necessary for its corresponding application; the properties of a superconducting material – the permissible maximum values of the magnetic flux density on the winding B_m and current density in the conductors j_m ; the material properties of the mechanical holding system – the permissible values of mechanical stresses σ .

At carrying out a parametric analysis, a relationship is established between the initial and mass-dimensional parameters of the magnetic energy storage, and investigations are performed on the effect of the configuration, in this case of a toroidal magnetic system, on the mass-dimensional parameters. Such investigations are adequately performed using an idealized mathematical model in the form of a current surface for tori with sections of circular, D -shaped, and racetrack shapes [4, 10]. At the same time, real superconducting toroidal storages are made as a system of individual coils, the axial lines of which are located on a toroidal surface. The parameters of such systems differ from the results of the calculation according to the idealized model [11, 12]. In addition, if there are no fields of scattering for an idealized torus, in a real system the magnetic field extends beyond the toroidal surface [4, 13].

The goal of the work is to carry out a parametric analysis of superconducting toroidal magnetic systems with a discrete winding, to establish the possibility of using an idealized model in the form of a toroidal current surface, and also to investigate magnetic fields of scattering and use an approximate method to determine them in a magnetic system composed of individual coils.

The influence of the discreteness of the winding on the mass and dimensional parameters of the toroidal storage. Analysis of the feasibility of estimating the mass and dimensional parameters of the magnetic system with a limited number of coils based on the use of the calculation results by an idealized model can be performed by comparing the data obtained by these models. It is believed that magnetized media are absent.

Figure 1 shows a system of $N = 14$ individual coils in its section by the xOy plane, in which the rotary axis of the torus lies. In this investigation, it is assumed that the section of each coil has the shape of a rectangle with sides Δ and h_c and does not change along the perimeter of the coil. The intersection lines of the toroidal surface by the xOy plane are shown by dotted circles with the smallest and largest radii ρ_1 and ρ_2 .

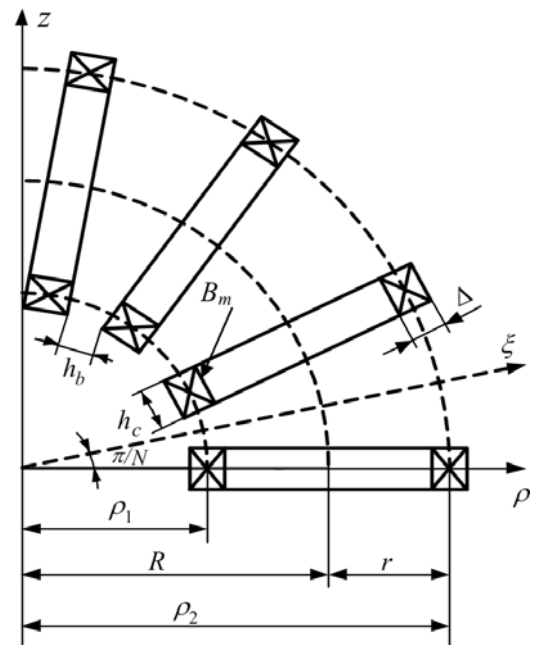


Fig. 1. Toroidal system with limited number of coils

To find the relations between the dimensional initial and mass-dimensional parameters, we represent the maximum value of the magnetic flux density at a certain point of the winding as

$$B_m = \frac{\mu_0 I}{2\pi R} k_B, \quad (1)$$

and the field energy distributed in the volume V in the form

$$W = \int_V \frac{B^2}{2\mu_0} dV = \frac{\mu_0 I^2 R}{4} k_W, \quad (2)$$

where I is the total current of all windings, k_B and k_W are the dimensionless characteristics of the magnetic system.

Considering (1) and (2) as a system of two algebraic equations, the current I and the large torus radius R are expressed in terms of the initial parameters W and B_m as follows:

$$I = \frac{W^{1/3} B_m^{1/3}}{\mu_0^{2/3}} k_I, \quad R = \frac{W^{1/3} \mu_0^{1/3}}{B_m^{2/3}} k_R. \quad (3)$$

The corresponding dimensionless characteristics k_I and k_R in (3) take the form

$$k_I = \frac{2\pi^{1/3}}{k_w^{1/3} k_B^{1/3}}, \quad k_R = \frac{k_B^{2/3}}{\pi^{2/3} k_w^{1/3}}. \quad (4)$$

Taking into account that the sum of the cross sections of the conductors of all coils is $= I/j_m$, the volume of the conductive material of the superconducting winding $V_{sc} = S \cdot l$ is

$$V_{sc} = \frac{IR}{j_m} k_l = \frac{W^{2/3}}{j_m B_m^{1/3} \mu_0^{1/3}} k_{sc}, \quad (5)$$

where the introduced dimensionless characteristics will be

$$k_{sc} = 2 \frac{k_I k_B^{1/3}}{k_w^{2/3}}, \quad l = k_I R. \quad (6)$$

From (5) it can be seen that with an increase in the energy capacity of an magnetic energy storage, the required volume of the superconducting winding increases as $V_{sc} \sim W^{2/3}$. The volume of steel structures of the mechanical holding system is proportional to the first power of the field energy – $V_{st} \sim W$ [10, 14]. Therefore, at relatively low power consumption, within the limits of the values considered in the work, the volume of structural materials turns out to be much smaller than the volume of the superconducting winding [9, 14].

It follows from the above relations that such parameters as the size of the magnetic system, the total toroidal current, the volume of the superconducting material are determined not only by the stored energy of the magnetic field, but also by the dimensionless characteristics of the magnetic system k_W , k_B , k_I and related characteristics k_R , k_I , k_{sc} .

In an idealized model of a toroidal current surface, any of the listed dimensionless characteristics k_i depends only on the configuration of the torus section, which is characterized by a set of dimensionless initial parameters. For example, for a torus of a circular section, this may be the only parameter – the ratio of small $r = (\rho_2 - \rho_1)/2$ and large $R = (\rho_2 + \rho_1)/2$ (see Fig. 1) torus radii $\varepsilon = r/R$ – relative radial size of the torus section.

The dimensionless characteristics of a circular torus, expressed in terms of the dimensionless parameter ε , will be [4]

$$k_B = 1/(1 - \varepsilon), \quad k_W = 2 \left(1 - \sqrt{1 - \varepsilon^2} \right), \quad k_I = 2\pi\varepsilon, \quad (7)$$

$$k_R = \left[2\pi^2 (1 - \varepsilon)^2 \left(1 - \sqrt{1 - \varepsilon^2} \right) \right]^{-1/3},$$

$$k_{sc} = 4\pi\varepsilon \left[4\pi (1 - \varepsilon) \left(1 - \sqrt{1 - \varepsilon^2} \right) \right]^{-1/3}. \quad (8)$$

Systems composed of a set of momentless constant tension windings of a more complex *D*-shape form a torus, the section geometry of which is also described using one parameter [4]. It may be the same relative radial section size ε . To describe the section of a torus with racetrack windings, two independent dimensionless parameters are necessary [10]. An idealized model makes it possible to obtain visual results for determining the values of geometrical parameters at which one or another configuration has optimal indicators. Thus, the analysis shows that the minimum values of the large torus radius and the volume of the superconducting winding for the mentioned configurations of magnetic systems are achieved in the range of the dimensionless parameter $\varepsilon \sim (0.4 - 0.6)$ [10].

We now consider a magnetic system with a discrete toroidal winding in the form of a system of a limited number of coils with a rectangular section.

The transition from an idealized model to a model of a winding with individual coils greatly complicates the analysis. Now, the dimensionless characteristics k_B and k_W , and hence k_R , k_I , k_{sc} , also depend on additional

dimensionless initial values that characterize the geometry of the system: the number of coils N , the relative values of thickness Δ/R and the width h_c/R of coils, as well as the parameter which characterizes the presence of a gap between the coils $k_{st} = h_c/h_{st} \leq 1$, where h_{st} is the maximum width of the coil with no gap, when $h_b = 0$.

For a system with a discrete winding with additional data on the number of coils N and the value of k_{st} , the sectional dimensions of each coil Δ/R and h_c/R are also to be determined by given magnetic energy values W and the properties of the superconducting conductors B_m and j_m . That is, the dimensions of the section of the coils depend on the initial parameters of the storage, and at the same time, these dimensions affect the value of the dimensionless characteristics k_R , k_I , k_{sc} of the storage.

The most significant is that any dimensionless characteristic k_i is determined not only by the parameters of the torus section, but also depends on the initial parameters of the storage $k(\varepsilon, \dots, W, B_m, j_m, N, k_{st})$. This means that a parametric analysis cannot be carried out separately for the initial dimensional and dimensionless parameters. However, the task can be formulated not only as finding the mass and dimensional parameters for a particular storage capacity, but also based on obtaining corrections to the values of dimensionless characteristics that are valid for an idealized model. This allows to carry out a generalized analysis for the approximate values of quantities with a certain error, and to characterize its deviation by the value

$$\beta_i = \frac{k_{iN} - k_i}{k_i}, \quad (9)$$

where k_i is the value of the dimensionless characteristic when calculating with the help of an idealized model of a continuous current surface, k_{iN} is the same characteristic of the system with separate coils.

During the calculations, the following features of the system with a discrete winding were taken into account.

First, each value of the mass-dimensional parameters and dimensionless characteristics were found as a result of solving the problem with the following initial parameters: ε , W , N , k_{st} , B_m , j_m . Permissible values of the magnetic flux density and current density in the winding $B_m = 5$ T, $j_m = 4 \cdot 10^7$ A/m² were selected, which corresponds to the values for the wire based on the low-temperature NbTi superconductor.

Secondly, it was taken into account that for real windings the position of a point on the perimeter of the coil section (see Fig. 1) with the maximum value of the magnetic flux density B_m depends on the size of the section, i.e. is a function of the initial parameters. This point is shifted to a region near the angle of a rectangular section, and therefore the condition for finding its position was included in the system of equations for finding the geometry of the system.

Thirdly, the magnetic field of a system with discrete coils exists not only in a certain internal volume, as in an idealized model, but extends beyond its limits. Therefore, the calculation of the magnetic field energy was carried

out using integration over the volume occupied by the currents in accordance with the expression:

$$W = \frac{1}{2} \sum_i \sum_k W_{ik} = \frac{1}{2} \sum_i \sum_k \int_V A_i j_k dV, \quad (10)$$

where j_k is the current density of one of current systems; A_i is the magnetic vector potential created by another (at $i \neq k$) or the same (at $i = k$) system in the region of current flow.

When performing calculations, the asymptotic methods for calculating the magnetic field of massive circuits with current, described in detail in [15], were used to reduce the required amount of calculations. An iterative calculation procedure was used to determine the dimensionless characteristics.

As an example, Fig. 2 shows deviations β_B and β_W for dimensionless characteristics, respectively, k_B and k_W of SMES with round-shaped coils depending on energy capacity at different values of relative radial size ε . In order to show the general trends of deviations β_B and β_W , a wider range of values $\varepsilon = 0.2-0.8$ was chosen as compared to the minimum values of the large torus radius and the volume of the superconducting winding.

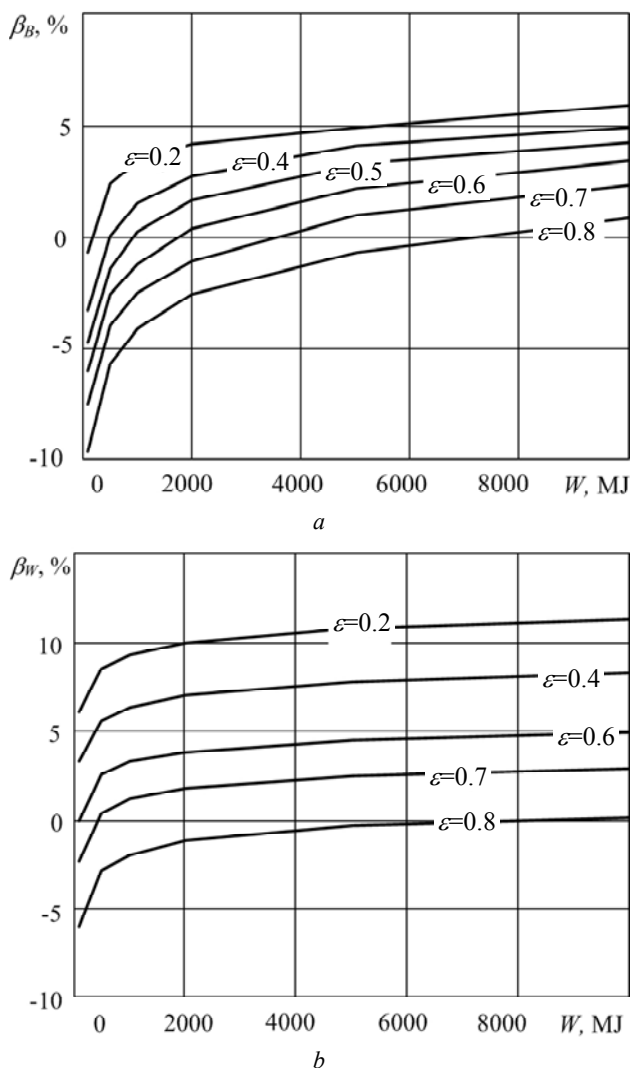


Fig. 2. Relative deviations β_B and β_W for the storage with round-shaped coils ($N = 36$, $k_{st} = 1$)

Figure 3 illustrates the effect of the number of circular storage's coils on the value of deviation β_{sc} from the value of the idealized model for the dimensionless characteristic k_{sc} , which determines the volume of the material of the superconducting winding. In this case, the calculation was carried out at a specific value of the energy capacity of SMES of 450 MJ, which is sufficient for the storage to perform the function of damping low-frequency irregular power flow oscillations along the high-voltage transmission line [9].

From presented in Fig. 2 dependencies it is seen that in the considered range of energy capacity and a significant number of coils $N = 36$, the calculation error for the idealized model does not exceed $\sim 10\%$.

From Fig. 3 it can be seen that the error in calculating the volume of the superconducting winding also does not exceed 10 % for storages with a smaller number of coils.

The indicated order of the error in calculating the mass-dimensional parameters of the magnetic system using the idealized model is also valid when varying other initial parameters for all the dimensionless characteristics under consideration. This indicates the possibility of using an idealized model at the first stage of the investigation. More accurate calculation can be performed after selecting approximate parameters of the storage.

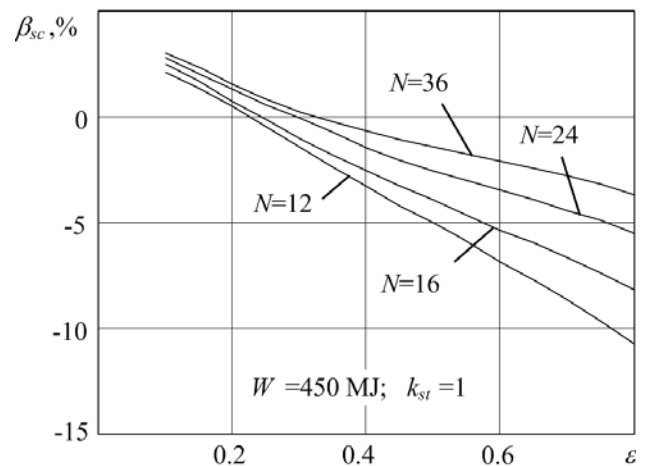


Fig. 3. Relative deviations β_{sc} for the storage with round-shaped coils

The field of scattering of a toroidal system with a limited number of superconducting coils. Magnetic flux density created by the surface current flowing over the toroidal current surface has only an azimuthal component and is concentrated inside the toroidal volume, in other words, there is no field of scattering in the idealized model.

For a real magnetic system, which is a system of individual coils with axial lines located on the surface of the torus, the magnetic field extends beyond the toroidal surface. A qualitative picture of the magnetic flux density lines in the xOy plane of the storage with eight coils is shown in Fig. 4.

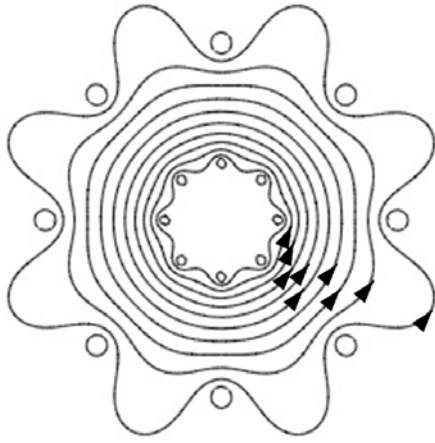


Fig. 4. Lines of the magnetic flux density

Outside the toroidal surface, only a «buckling» of the field in the region between the coils is shown for lines with a common magnetic flux density direction, which coincides with the field direction in the central part of the torus. However, for a field of scattering in areas adjacent to the planes in which the coils lie, the magnetic flux density vector has the opposite direction. Moreover, outside the toroidal winding, the averaged values along both directions are the same. This follows from the zero value of the circulation of the magnetic flux density vector along a circle of radius ρ exceeding the outer radius of the torus $\rho > \rho_2 + \Delta/2$

$$\oint_l \mathbf{B} dl = \rho \int_0^{2\pi} B_\varphi d\varphi = 0, \quad (11)$$

where φ is the azimuth angle.

For definiteness in the investigation of the field of scattering, the calculation results are given for the distribution of the magnetic flux density along the radius ξ , passing between the coils in the xOy plane, as shown in Fig. 1.

Since, as was shown, the geometrical dimensions of the magnetic energy storage, including the cross-sectional dimensions of the coils, depend on the initial parameters, the distribution of the field of scattering was calculated, as before, for the storage's energy capacity of $W = 450$ MJ and the properties of the superconducting wire based on NbTi.

Figure 5 shows the dependencies of the relative value of the magnetic flux density B/B_m on the relative distance ρ/ρ_m (solid curves) at points in space beyond the volume bounded by the toroidal surface for $\rho > \rho_2 + \Delta/2$ (see Fig. 1); ρ_m is the distance from the vertical axis of the torus to the point at which the magnetic flux density takes the maximum value B_m . These dependencies make it possible to estimate the value of the field of scattering for different values of the relative size of the section of the torus ε and, accordingly, different maximum radial sizes of the torus.

The flux density of the magnetic field of scattering for all ε decreases sharply away from the surface of the toroidal storage. At small values of ε near the toroidal surface, the value of the magnetic flux density is greater. This is explained by the fact that for small ε the magnetic

flux density within the relatively small transverse size of the torus, changing inversely to the radius, drops to smaller values for ρ_2 than for larger ε .

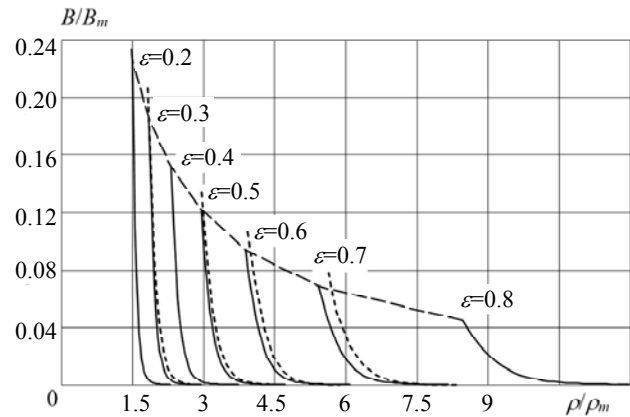


Fig. 5. Field of scattering of the toroidal magnetic system with the number of coils $N = 16$ and $k_{st} = 1$

At the same time, the field decrease rate is the highest at small ε . This character of the dependence is due to the fact that at the outer radius of ρ_2 for small ε the coils diverge relative to each other to a lesser extent than for large ε . The characteristic size $\Delta\rho$, on which the field of scattering significantly decreases, can be estimated as the distance between the coils on the radius ρ_2 . So, from Fig. 1 it is shown that this distance is approximately

$$\Delta\rho \approx 2\rho_2 \sin \frac{\pi}{N} - h_c = 2R(1 + \varepsilon) \sin \frac{\pi}{N} - h_c. \quad (12)$$

The relative distance from the toroidal surface on which the field decreases

$$\frac{\Delta\rho}{\rho_m} \approx 2 \left(\frac{1 + \varepsilon}{1 - \varepsilon} - k_{st} \right) \sin \frac{\pi}{N}, \quad (13)$$

substantially depends on the relative cross-sectional size of the torus section ε , the number of coils N , and also on the coupling coefficient k_{st} .

The values obtained from (13) are consistent with the data on the reduction of the field in the magnetic system with real-section coils shown in Fig. 5.

It is convenient to present the dependencies of the magnetic fields of scattering with a different number of coils for a specific value of ε . In Fig. 6, dependencies are presented for $\varepsilon = 0.6$ and $k_{st} = 1$.

It can be seen that the external magnetic field decreases the faster with distance from the toroidal surface, the greater the number of coils used, in other words, the smaller the discreteness of the superconducting winding.

In the previous two cases, the calculations were carried out with the exact coupling of the coils near the radius $\rho_1 - \Delta/2$, and the discreteness was most pronounced at the radius ρ_2 . However, it is almost impossible to ensure accurate coupling of coils in a particular system. Figure 7 presents the results of calculations on the effect of the coupling coefficient on the fields of scattering for $N = 16$, $\varepsilon = 0.6$ for different values of the coupling coefficient $k_{st} = 1, 0.67$ and 0.5 .

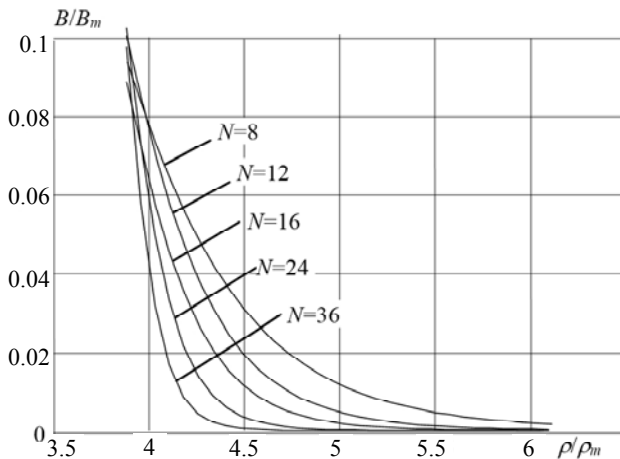


Fig. 6. The influence of the number of coils on the value of the field of scattering ($\varepsilon = 0.6$ and $k_{st} = 1$)

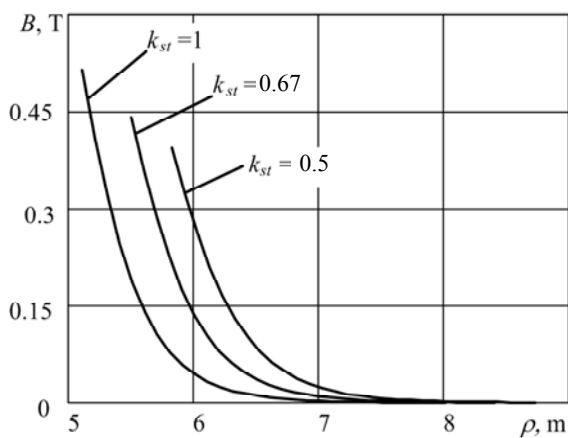


Fig. 7. Influence of the parameter k_{st} on the value of the field of scattering

The fields of scattering will be the smaller, the closer the coils are located to each other. In Fig. 7 dependencies are built in named units, which makes it possible to estimate the real values of the magnetic flux density and the distances covered by the fields for a storage with energy capacity of $W = 450$ MJ.

The calculation of fields of scattering using the complete model with a discrete winding is rather time-consuming. To simplify the analysis, various approximate mathematical models can be used. However, as noted in [4], the nature of the approximate winding models significantly influences the results of the field calculation, especially near current-carrying parts. Thus, the use of current filaments as a model is associated with the appearance of features at the locations of the filaments, which introduces significant perturbations in the local field under consideration. However, the estimation of the field of scattering can be performed in the region between the coils at a certain distance from them.

Taking into account that the field of scattering decreases rapidly with distance from the winding, to estimate it in the xOy plane, it is enough to use a simple plane-parallel model of a system of unidirectional current filaments. The position of the vertical current filaments is determined by the intersection of the axial lines of the

coils with the plane. The calculation results for some values of the relative size of the sections of the torus ε are shown in Fig. 5 by dashed lines. It can be seen that such a rough model allows, however, obtain preliminary results of the value of the field of scattering.

Conclusions.

1. In toroidal magnetic systems with a winding consisting of individual superconducting coils, it is advisable to carry out parametric analysis using dimensionless characteristics similar to those used for an idealized mathematical model of a toroidal current surface.

2. The dimensionless characteristics that show the influence of the geometrical configuration of the magnetic system on the dimensions of the toroidal winding, the mass or volume of the material of the superconducting winding, in the considered energy capacity range are only approximately independent on the total accumulated field energy and properties of the superconducting winding. At the same time, the relative deviations of the dimensionless characteristics calculated by the two models do not exceed 10 %, which makes it possible to apply an idealized model at the first stage of the development of a superconducting storage.

3. In contrast to the idealized model, the magnetic field of a toroidal system composed of individual coils spreads beyond the toroidal surface and decreases the faster, the smaller the relative radial size of the torus section, the greater the number of coils used and the closer they are to each other.

REFERENCES

1. Vyisotskiy V.S., Syitnikov V.E., Yliushyn K.V., Kovalev L.K., Kovalev K.L., Eshoshkyna L.A. Superconductivity in Electromechanics and Power Engineering. *Electricity*, 2005, no.7, pp. 31-40. (Rus).
2. Devotta J.B.X., Rabbani M.G. Application of superconducting magnetic energy storage unit in multi-machine power systems. *Energy Conversion & Management*, 2000, vol.41, pp. 493-504. doi: 10.1016/S0196-8904(99)00100-4.
3. Matsukawa T., Nakamura H., Nomura S., Sato Y., Tsuji-Ito S., Shimada R. Conceptual design of SMES system equipped for IPP plant. *IEEE Transactions on Applied Superconductivity*, 2000, vol.10, no.1, pp. 788-791. doi: 10.1109/77.828349.
4. Thome R.J., Tarrh J.M. *MHD and Fusion Magnets. Field and Force Design Concepts*. New York, A Wiley-Interscience Publication, 1982. 316 p.
5. Duchateau J.L., Journeaux J.Y., Grivil B. Tore Supra Superconducting Toroidal Magnetic Field System. *Fusion Science and Technology*, 2009, vol.56, no.3, pp. 1092-1123. doi: 10.13182/FST09-A9170.
6. ITER Physics Basis. *Nuclear Fusion*, 1999, vol.39, no.12. doi: 10.1088/0029-5515/39/12/301.
7. Avramenko V.M., Aristov Yu.V., Vasetskiy Yu.M., Mazurenko I.L., Chernenko P.O. Some areas of effective use of superconducting magnetic energy storage (SPIN) in power systems of Ukraine. *Technical electrodynamics. Thematic issue «Problems of modern electrical engineering»*, 2008, chapter 3, pp. 43-48. (Ukr).
8. Zhou X., Chen X.Y., Jin J.X. Development of SMES Technology and Its Applications in Power Grid. *Proceedings of*

2011 *IEEE International Conference on Applied Superconductivity and Electromagnetic Devices*. Sydney, Australia, December 14-16, 2011, pp. 260-269. doi: **10.1109/ASEMD.2011.6145115**.

9. Vasetsky Yu.M., Mazurenko I.L., Pavlyuk A.V. Damping of irregular low-frequency load fluctuations using a superconducting magnetic energy storage. *Electricity*, 2014, no.2, pp. 10-17. (Rus).

10. Mazurenko I., Pavlyuk A., Vasetsky Yu. Parameters of superconducting magnets with racetrack-shaped coils and support structure placed inside torus. *Przeglad Elektrotechniczny*, 2012, no.3a, pp. 67-69.

11. But D.A., Aliyevskiy B.L., Mazyrin S.R., Vasyukevich P.V. *Nakopiteli energii* [Energy storage]. Moscow, Energoatomizdat Publ., 1991. 400 p. (Rus).

12. Pavlyuk A. magnetic fields and parameters of toroidal superconducting magnets with limited number of coils. *Works of the Institute of Electrodynamics of the National Academy of Sciences of Ukraine*, 2013, no.34, pp. 94-105. (Ukr).

13. Dimitrov I.K., Zhang X., Solovyov V.F., Chubar O., Li Q. Rapid and Semi-Analytical Design and Simulation of a Toroidal Magnet Made With YBCO and MgB2 Superconductors. *IEEE Transactions on Applied Superconductivity*, 2015, vol.25, no.5, pp. 1-8. doi: **10.1109/TASC.2015.2448455**.

14. Brechna H. *Superconducting magnet systems*. Berlin, Springer, 1973. 590 p.

15. Vasetsky Yu.M. *Asimptoticheskie metody resheniia zadach elektrodinamiki v sistemakh s massivnymi krivolineinymi provodnikami* [Asymptotic methods for solving electrodynamic problems in systems with bulky curvilinear conductors]. Kyiv, Naukova dumka Publ., 2010. 271 p. (Rus).

Received 18.02.2019

Yu.M. Vasetsky¹, Doctor of Technical Science, Professor,
I.L. Mazurenko¹, Candidate of Technical Science,
S.L. Bondarevskiy², Candidate of Technical Science, Associate Professor,

¹ The Institute of Electrodynamics of the NAS of Ukraine,
56, prospekt Peremogy, Kiev-57, 03057, Ukraine,
phone +380 44 3662562,
e-mail: yuriy.vasetsky@gmail.com

² Kryvyi Rih National University,
11, V. Matusevycha Str., Kryvyi Rih, 50027, Ukraine,
phone +380 67 3165975,
e-mail: parapet1979@googlemail.com

М.И. Баранов

УТОЧНЕННЫЙ ВЫБОР ДОПУСТИМЫХ СЕЧЕНИЙ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ ПРОВОДОВ И КАБЕЛЕЙ В СИЛОВЫХ ЦЕПЯХ ПРОМЫШЛЕННОГО ЭЛЕКТРООБОРУДОВАНИЯ С УЧЕТОМ АВАРИЙНЫХ РЕЖИМОВ РАБОТЫ

Надані результати розробленого інженерного електротехнічного підходу до уточненого розрахункового вибору гранично допустимих перерізів S_{ij} електричних неізолюваних дротів, ізолюваних дротів і кабелів з полівінілхлоридною (ПВХ), гумовою (Г) і поліетиленовою (ПЕТ) ізоляцією і мідними (алюмінієвими) жилами (оболонками) по умові їх термічної стійкості, по яких в силових колах електроустановок загальнопромислового призначення в аварійному режимі протікає струм $i_k(t)$ короткого замикання (КЗ) із заданими параметрами. На підставі цього підходу здійснений уточнений вибір перерізів S_{ij} для вказаних дротів (кабелів) силових кіл досліджуваного електрообладнання. Виконана розрахункова оцінка гранично допустимих амплітуд щільності δ_{lim} струму $i_k(t)$ КЗ в даних дротах і кабелях силових кіл вказаних електроустановок. Отримані результати сприятимуть підвищенню термічної стійкості електричних неізолюваних дротів, ізолюваних дротів і кабелів з ПВХ, Г і ПЕТ ізоляцією і мідними (алюмінієвими) жилами (оболонками), які широко застосовуються в силових колах електроустановок загальнопромислового призначення. Бібл. 6, табл. 6. Ключові слова: електроенергетика, електричні дроти і кабелі кіл електроустановок загальнопромислового призначення, розрахунковий вибір гранично допустимих перерізів дротів і кабелів в колах електрообладнання.

Приведены результаты разработанного инженерного электротехнического подхода к уточненному расчетному выбору предельно допустимых сечений S_{ij} электрических неизолированных проводов, изолированных проводов и кабелей с поливинилхлоридной (ПВХ), резиновой (Р) и полиэтиленовой (ПЭТ) изоляцией и медными (алюминиевыми) жилами (оболочками) по условию их термической стойкости, по которым в силовых цепях электроустановок общепромышленного назначения в аварийном режиме протекает ток $i_k(t)$ короткого замыкания (КЗ) с заданными параметрами. На основании этого подхода осуществлен уточненный выбор сечений S_{ij} для указанных проводов (кабелей) силовых цепей исследуемого электрооборудования. Выполнена расчетная оценка предельно допустимых амплитуд плотностей δ_{lim} тока $i_k(t)$ КЗ в рассматриваемых проводах и кабелях силовых цепей указанных электроустановок. Полученные результаты будут способствовать повышению термической стойкости электрических неизолированных проводов, изолированных проводов и кабелей с ПВХ, Р и ПЭТ изоляцией и медными (алюминиевыми) жилами (оболочками), широко применяемых в силовых цепях электроустановок общепромышленного назначения. Библ. 6, табл. 6.

Ключевые слова: электроэнергетика, электрические провода и кабели цепей электроустановок общепромышленного назначения, расчетный выбор предельно допустимых сечений проводов и кабелей в цепях электрооборудования.

Введение. Вопросам обоснованного выбора поперечных сечений электрических проводов и кабелей, используемых в электрооборудовании (электроустановках) промышленной электроэнергетики, уделялось и уделяется повышенное внимание [1]. Особо остро эти вопросы возникают при аварийных режимах работы ее электрооборудования, обусловленных всеми видами короткого замыкания (КЗ) в электрических сетях (ЭС). Не менее опасными для надежного функционирования электрооборудования, запитываемого от сетей промышленного электроснабжения, являются режимы его работы, связанные с токовыми перегрузками входящей в его состав широкой номенклатуры кабельно-проводниковой продукции (КПП). Большинство возгораний КПП цепей электрооборудования промышленной электроэнергетики (при температурах токонесущих жил проводов и кабелей порядка 450 °С [1]), приводящих к длительному обесточиванию потребителей электрической энергии, а также к большому материальному ущербу и гибели людей, как раз и связаны с подобными режимами их работы. Из возможных аварийных режимов работы ЭС (КЗ различных видов, возгорание КПП и другие виды ее повреждений) расчетным для выбора их электрооборудования, включая и такие его комплектующие элементы как электрические аппараты, и соответственно его КПП является режим КЗ [2,3]. В [1] был представлен известный электротехнический подход по приближенному выбору в области промышленной

электроэнергетики минимально допустимых сечений S_{min} различных марок электрических проводов и кабелей для кратковременных режимов их работы из условия их термической стойкости к действию тока КЗ. «Узким местом» в этом инженерном подходе является расчетное нахождение интеграла Джоуля B_k для тока КЗ (интеграла действия тока КЗ), определяющее точность вычисления значений указанных сечений S_{min} . Приведенные в [1] графические материалы (например, рис. 36.38) для трех видов материалов жил проводов и кабелей (меди, алюминия и стали), используемые при определении конечной температуры θ_k джоулевого нагрева током КЗ токонесущих частей КПП, не в полной мере описывают особенности процесса приближенного расчета численных значений указанного интеграла B_k и допустимых сечений S_{min} (например, выбора для этих целей амплитудно-временных параметров (АВП) периодической и апериодических составляющих тока КЗ, длительности t_{kc} процесса КЗ и др.). Кроме того, отсутствие в [1] аналитического соотношения для приближенного определения температуры θ_k джоулевого нагрева током КЗ токонесущих частей КПП затрудняет осуществление для проводов и кабелей проверки выполнения условия их термической стойкости к действию тока КЗ.

Поэтому в области промышленной электроэнергетики при выборе значений минимально допустимых сечений S_{min} для КПП силовых цепей электрообору-

© М.И. Баранов

дования возникает необходимость в более развернутом и уточняющем расчетном определении предельно допустимых поперечных сечений S_{il} электрических проводов и кабелей, содержащих металлические жилы ($i=1$) и обратные токопроводы-оболочки ($i=2$), а также ту или иную поясную и защитную изоляцию.

Целью статьи является выполнение уточняющего существующий инженерный подход к определению в промышленной электроэнергетике минимально допустимых поперечных сечений S_{imin} КПП расчетного выбора предельно допустимых сечений S_{il} электрических проводов и кабелей в силовых цепях промышленного электрооборудования с учетом протекания в аварийном режиме тока $i_k(t)$ трехфазного КЗ.

1. Постановка задачи. Рассмотрим широко используемые в силовых цепях электрооборудования общепромышленного назначения неизолированные медные и алюминиевые провода, а также изолированные провода и кабели с медными (алюминиевыми) внутренними жилами и наружными оболочками, имеющие поливинилхлоридную (ПВХ), резиновую (Р) или полиэтиленовую (ПЭТ) изоляцию [1, 4]. Принимаем, что по круглым сплошным или расщепленным медным (алюминиевым) жилам и оболочкам указанных проводов и кабелей силовых цепей электроустановок, находящихся на атмосферном воздухе с температурой $\theta_0=20$ °С в нормальном режиме их работы под номинальной токовой нагрузкой, в их продольном направлении протекает переменный ток частотой $f=50$ Гц, а максимальная длительно допустимая температура θ_{ll} джоулевого нагрева для не- и изолированных проводов и кабелей с ПВХ, Р и ПЭТ изоляцией численно не превышает регламентируемых действующими требованиями уровней в 70 °С и 65 °С соответственно [1]. Для общности решаемой задачи условимся, что в исследуемых силовых цепях с КПП возможны режимы их работы, когда их токонесущие части полностью обесточены. Как и в [1] считаем, что термическая стойкость рассматриваемых электрических проводов и кабелей лимитируется предельно допустимой кратковременной температурой θ_{IS} нагрева токонесущих частей проводов (кабелей) при трехфазном виде КЗ в ЭС электроснабжения исследуемой электроустановки. Полагаем, что значения θ_{IS} соответствуют известным предельно допустимым кратковременным температурам нагрева КПП переменными токами КЗ промышленной частоты [1]. В этой связи численные значения температуры θ_{IS} для неизолированных медных проводов при тяжениях менее 20 Н/мм² будут составлять 250 °С, а для неизолированных алюминиевых проводов при тяжениях менее 10 Н/мм² – 200 °С [1]. Для изолированных проводов и кабелей с медными и алюминиевыми жилами, ПВХ и Р изоляцией численные значения температуры θ_{IS} оказываются равными 150 °С, а для указанной КПП с ПЭТ изоляцией – 120 °С [1]. При выборе сечений S_{il} принимаем, что ток $i_k(t)$ КЗ практически равномерно распределяется по поперечному сечению жилы и оболочки провода (кабеля). Одним из обоснований тако-

го допущения является то, что минимальная глубина проникновения Δ_i магнитного поля (толщина скин-слоя) от тока $i_k(t)$ КЗ в квазистационарном приближении в рассматриваемые проводниковые ферромагнитные материалы, определяемая из расчетного соотношения вида $\Delta_i \approx [1/(\pi f \mu_0 \gamma_{oi})]^{1/2}$ [5], где γ_{oi} – удельная электропроводность материала жилы (оболочки) КПП при $\theta_0=20$ °С, а $\mu_0=4\pi \cdot 10^{-7}$ Гн/м – магнитная постоянная, численно составляет для меди примерно 9,3 мм, а для алюминия – 11,8 мм. Видно, что эти значения Δ_i оказываются соизмеримыми с реальными радиусами (толщинами) токонесущих жил (оболочек) проводов и кабелей, обычно используемыми в цепях электроустановок общепромышленного назначения. Воспользуемся условием адиабатического характера протекающих при временах действия тока $i_k(t)$ КЗ не более 1000 мс в материалах жил (оболочек) рассматриваемой КПП термических процессов, при котором влиянием теплоотдачи с поверхностей их токонесущих частей, имеющих текущую температуру $\theta_{is} \geq \theta_0$, и теплопроводности слоев их проводящих материалов и изоляции на джоулев нагрев токонесущих частей жил (оболочек) проводов (кабелей) пренебрегаем. Требуется расчетным путем в приближенном виде с учетом нелинейного характера изменения из-за джоулева нагрева указанной КПП величины удельной электропроводности γ_i материала ее жил (оболочек) и условия термической стойкости КПП к действию тока КЗ в развернутом виде определить предельно допустимые поперечные сечения S_{il} токонесущих частей для неизолированных медных (алюминиевых) проводов, а также для изолированных проводов и кабелей с медными (алюминиевыми) жилами (оболочками), ПВХ, Р или ПЭТ изоляцией, широко используемых в силовых цепях электроустановок общепромышленного назначения и по которым в аварийном режиме работы ЭС протекает трехфазный ток $i_k(t)$ КЗ промышленной частоты $f=50$ Гц с теми или иными заданными АВП.

2. Предлагаемый уточненный подход к выбору предельно допустимых сечений S_{il} проводов и кабелей в цепях электроустановок общепромышленного назначения. Из уравнения теплового баланса для токонесущих частей КПП цепей указанных электроустановок в адиабатическом режиме и условия их термической стойкости к току $i_k(t)$ принятого КЗ аналитическое выражение для уточненного расчетного определения предельно допустимых поперечных сечений S_{il} рассматриваемых электрических проводов и кабелей приобретает следующий вид [6]:

$$S_{il} = [J_{ak} / (J_{iIS} - J_{iII})]^{1/2} = J_{ak}^{1/2} / C_{ik}, \quad (1)$$

где $J_{ak} = B_k = \int_0^{t_{kC}} i_k^2(t) dt$ – интеграл Джоуля (действия) тока $i_k(t)$ КЗ, А²·с; J_{iIS} , J_{iII} – интегралы тока для токонесущих частей проводов (кабелей), предельно допустимая кратковременная температура и длительно допустимая температура нагрева материала которых равны θ_{IS} и θ_{ll} соответственно, А²·с·м⁻⁴; $C_{ik} = (J_{iIS} - J_{iII})^{1/2}$ – коэффициент, численные значения которого будут указаны ниже и сопоставлены с известными, А·с^{1/2}·м⁻².

2.1. Расчет интегралов тока J_{iIS} , J_{iII} и коэффициента C_{ik} . Для расчетного определения с инженерной точностью величин входящих в (1) интегралов тока J_{iIS} и J_{iII} , применяемых в [5] в виде интегралов тока или инерции (см. формулу 4.56), подынтегральная функция которых в отличие от классического интеграла Джоуля содержит не квадрат тока $i_k(t)$, а квадрат плотности указанного тока $\delta_i(t)$ в электропроводящих материалах КПП, используем следующие приближенные аналитические выражения [6]:

$$J_{iIS} = \gamma_{0i} \beta_{0i}^{-1} \ln[c_{0i} \beta_{0i} (\theta_{IS} - \theta_0) + 1]; \quad (2)$$

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

где c_{0i} , β_{0i} – соответственно удельная объемная теплоемкость и тепловой коэффициент удельной электропроводности проводящего материала жилы (оболочки) провода (кабеля) рассматриваемой силовой цепи электроустановки до воздействия на исследуемую КПП аварийного тока $i_k(t)$ КЗ с произвольными АВП, количественно определяемые при $\theta_0=20$ °С.

Ниже в табл. 1 приведены численные значения используемых величин γ_{0i} , c_{0i} и β_{0i} для основных проводниковых материалов токонесущих частей КПП при температуре среды, равной $\theta_0=20$ °С [5, 6].

Таблица 1

Значения характеристик основных материалов токонесущих жил (оболочек) не- и изолированных проводов и кабелей силовых цепей электроустановок общепромышленного назначения при $\theta_0=20$ °С [5, 6]

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

Зная значения указанных характеристик γ_{0i} , c_{0i} и β_{0i} (см. табл. 1), при заданных величинах нормированных температур θ_0 , θ_{IS} и θ_{II} с помощью (2) и (3) могут быть сравнительно легко найдены численные значения интегралов тока J_{iIS} , J_{iII} и коэффициента C_{ik} , используемого в (1), для широкой номенклатуры КПП, применяемой в силовых цепях рассматриваемых электроустановок. В табл. 2 указаны численные значения искомого коэффициента C_{ik} для основных исполнений КПП, применяемой в силовых цепях электроустановок общепромышленного назначения.

Таблица 2

Уточненные значения коэффициента C_{ik} для не- и изолированных проводов (кабелей) с медными (алюминиевыми) жилами (оболочками) в силовых цепях электроустановок общепромышленного назначения

Вид изоляции в проводе (кабеле) цепи электроустановки	Материал жилы (оболочки) провода (кабеля)	Численное значение C_{ik} , $10^8 \text{ А} \cdot \text{с}^{1/2}/\text{М}^2$	
		$J_{iII} \neq 0$	$J_{iII} = 0$
Без изоляции	Медь	1,56	1,86
	Алюминий	0,88	1,09
ПВХ, Р	Медь	1,16	1,51
	Алюминий	0,74	0,97
ПЭТ	Медь	0,96	1,36
	Алюминий	0,62	0,88

Заметим, что в табл. 2 случай, когда $J_{iII} \neq 0$, соответствует номинальной токовой нагрузке КПП в цепях исследуемых электроустановок (температура их токонесущих частей равна θ_{II}), а случай при $J_{iII} = 0$ – режиму обесточивания КПП (температура их токонесущих частей до протекания по ним тока КЗ $i_k(t)$ равна температуре окружающей воздушной среды $\theta_0=20$ °С). Для сравнения полученных уточненных данных для коэффициента C_{ik} (см. табл. 2) ниже в табл. 3 приведены известные согласно [1] его численные значения, соответствующие режиму работы КПП, когда $J_{iII} \neq 0$.

Таблица 3

Известные значения коэффициента C_{ik} для основных видов электрических проводов и кабелей с медными (алюминиевыми) жилами в промышленных электроэнергетических цепях при действии на них тока КЗ [1]

№	Наименование провода (кабеля) и шины	$C_{k1/2}$, $10^8 \text{ А} \cdot \text{с}^{1/2}/\text{М}^2$
1	Провода (шины) медные неизолированные	1,70
2	Провода (шины) алюминиевые неизолированные	0,90
3	Кабели (изолированные провода) с ПВХ и Р изоляцией и медными жилами	1,20
4	Кабели (изолированные провода) с ПВХ и Р изоляцией и алюминиевыми жилами	0,75
5	Кабели (изолированные провода) с ПЭТ изоляцией и медными жилами	1,03
6	Кабели (изолированные провода) с ПЭТ изоляцией и алюминиевыми жилами	0,65

Из сравнения данных табл. 2 и 3 следует, что при $J_{iII} \neq 0$ их соответствующие численные значения для коэффициента C_{ik} в зависимости от вида КПП отличаются не более чем на (3-8) %, а для режима работы КПП в цепях электроустановок, когда $J_{iII} = 0$, эти отличия возрастают и достигают до (9-26) %. В этой связи выполненное наглядным образом на основе математических соотношений (2) и (3), учитывающих нелинейное изменение удельной электропроводности γ_i материала жил (оболочек) КПП при его джоулевым нагреве током $i_k(t)$ КЗ, расчетное уточнение численных значений для коэффициента C_{ik} , напрямую используемых для определения по (1) предельно допустимых поперечных сечений S_{iI} , является электротехнически оправданным и целесообразным действием.

2.2. Расчет при КЗ интеграла действия J_{ak} аварийного тока. Для этого первоначально запишем аналитическое соотношение, описывающее изменение во времени t тока $i_k(t)$ КЗ в силовых цепях электроустановок, используемых в промышленной электроэнергетике. Согласно [1, 3] АВП данного тока $i_k(t)$ КЗ подчиняются следующей временной зависимости:

$$i_k(t) = I_{mk} [\exp(-t/T_a) - \cos(2\pi t/T_p)], \quad (4)$$

где I_{mk} – амплитуда установившегося в силовой цепи электроустановки тока $i_k(t)$ КЗ; T_a , T_p – соответственно постоянная времени спада аperiодической составляющей и период колебаний периодической составляющей аварийного тока $i_k(t)$ КЗ в исследуемой цепи.

Интересно отметить, что из (4) при $T_p=20$ мс и $t = 10$ мс, соответствующем наибольшей амплитуде ударного тока КЗ в цепях ЭС, вытекает известная расчетная формула для ударного коэффициента k_S , относящегося к характерным элементам и частям электро-

энергетической системы (ЭЭС) (например, для синхронных генераторов, электродвигателей и др.) [1]:

$$k_s = [1 + \exp(-0,01/T_a)]. \quad (5)$$

Отметим, что для турбогенераторов мощностью (100-1000) МВт численное значение величины T_a составляет примерно 500 мс (см. табл. 35.5 в [1]). В этой связи для подобных электроэнергетических элементов значение ударного коэффициента k_s при КЗ будет численно составлять около 1,98. Для распределительных кабельных сетей напряжением (6-10) кВ согласно данным указанной выше табл. 35.5 из [1] постоянная времени спада аperiodической составляющей тока КЗ принимает численное значение $T_a \approx 10$ мс. В последнем случае по (5) ударный коэффициент $k_s \approx 1,37$. Что касается известных максимальных уровней токов КЗ в сетях ЭЭС, то при номинальном напряжении сети в $U_n = 110$ кВ численное значение амплитуды тока отключения (фактически I_{mk}) составляет около 50 кА (см. табл. 36.7 в [1]). При $U_n = 10$ кВ в режиме КЗ амплитуда тока отключения в соответствии с данными табл. 36.7 из [1] может достигать уровня в 125 кА.

С учетом (1) и (4) расчетное выражение для искомого интеграла действия J_{ak} тока $i_k(t)$ КЗ в цепи рассматриваемой электроустановки в принятом приближении приобретает следующий аналитический вид:

$$J_{ak} = I_{mk}^2 \left\{ 0,5 t_{kC} + 0,25 \pi^{-1} T_p \sin(2\pi k_C / T_p) \times \right. \\ \times \cos(2\pi k_C / T_p) - 2 T_a^2 T_p^2 (T_p^2 + 4\pi^2 T_a^2)^{-1} \left[e^{-t_{kC}/T_a} \times \right. \\ \times [2\pi T_p^{-1} \sin(2\pi k_C / T_p) - T_a^{-1} \cos(2\pi k_C / T_p) + T_a^{-1}] \left. \right] + \\ \left. + 0,5 T_a (1 - e^{-2t_{kC}/T_a}) \right\} \quad (6)$$

Из (6) явно следует, что значение интеграла действия J_{ak} тока $i_k(t)$ КЗ прямо пропорционально квадрату амплитуды I_{mk} установившегося тока КЗ и длительности (времени отключения) t_{kC} КЗ. Чем больше численные значения I_{mk} и t_{kC} , тем будут большими и численные значения искомой величины J_{ak} . В табл. 4 при $T_a = 20$ мс ($T_p = 20$ мс) для четырех фиксированных численных значений амплитуды I_{mk} установившегося тока КЗ (30, 50, 70 и 100 кА) и двух заданных требованиями из [1] численных значений длительности t_{kC} КЗ (100 и 160 мс) приведены численные значения интеграла действия J_{ak} тока КЗ $i_k(t)$, рассчитанные по (6).

Таблица 4

Значения интеграла действия J_{ak} для тока $i_k(t)$ КЗ по (4), протекающего в силовых цепях электроустановок общепромышленного назначения (при $T_a = 20$ мс)

Значение амплитуды I_{mk} установившегося тока КЗ $i_k(t)$ в силовой цепи промышленной электроустановки, кА	Значение интеграла действия J_{ak} для тока КЗ $i_k(t)$ по (4), $A^2 \cdot c$	
	$t_{kC} = 100$ мс	$t_{kC} = 160$ мс
30	$5,4 \cdot 10^7$	$8,1 \cdot 10^7$
50	$15,0 \cdot 10^7$	$22,5 \cdot 10^7$
70	$29,4 \cdot 10^7$	$44,1 \cdot 10^7$
100	$60,0 \cdot 10^7$	$90,0 \cdot 10^7$

Определив по (6) численные значения интеграла действия J_{ak} тока $i_k(t)$ КЗ (см. табл. 4) и зная численные значения коэффициента C_{ik} (см. табл. 2), с учетом (1) могут быть найдены уточненные численные значения предельно допустимых сечений S_{il} токонесущих частей рассматриваемой КПП в силовых цепях электроустановок общепромышленного назначения. Используя принятые допущения, из соотношения вида $\delta_{ilm} \approx I_{mk}/S_{il}$ могут быть количественным образом оценены и предельно допустимые амплитуды плотности δ_{ilm} тока в материалах жил (оболочек) исследуемых проводов (кабелей) для аварийного режима КЗ.

2.3. Результаты уточненного расчетного выбора предельно допустимых сечений S_{il} и плотностей тока δ_{il} в проводах и кабелях цепей электроустановок общепромышленного назначения. В табл. 5 приведены результаты уточненного расчета по (1) с учетом данных табл. 2 и 4 предельно допустимых поперечных сечений S_{il} токонесущих медных (алюминиевых) частей проводов и кабелей силовых цепей электроустановок общепромышленного назначения при $J_{il} \neq 0$, $t_{kC} = 100$ мс и амплитуде I_{mk} тока КЗ, изменяющейся дискретно в диапазоне (30-100) кА.

Таблица 5

Значения предельно допустимых сечений S_{il} для проводов (кабелей) с медными (алюминиевыми) жилами (оболочками) в силовых цепях электроустановок общепромышленного назначения с амплитудой I_{mk} тока $i_k(t)$ КЗ от 30 до 100 кА (для $t_{kC} = 100$ мс и $T_a = 20$ мс)

Вид изоляции в проводе (кабеле) цепи электроустановки	Материал жилы (оболочки) провода (кабеля)	Значение сечения S_{il} , мм ²			
		Амплитуда I_{mk} установившегося тока КЗ, кА			
		30	50	70	100
Без изоляции	Медь	47,11	78,51	109,91	157,02
	Алюминий	83,51	139,17	194,84	278,35
ПВХ, Р	Медь	63,35	105,58	147,81	211,16
	Алюминий	99,30	165,51	231,71	331,01
ПЭТ	Медь	76,55	127,58	178,61	255,15
	Алюминий	118,52	197,54	276,55	395,08

Из данных табл. 5 следует, что предельно допустимые амплитуды плотности $\delta_{ilm} \approx I_{mk}/S_{il}$ тока КЗ при времени его протекания (отключения) $t_{kC} = 100$ мс для неизолированных проводов с медными и алюминиевыми жилами в цепях электроустановок общепромышленного назначения ($T_a = 20$ мс) составляют примерно 0,64 кА/мм² и 0,36 кА/мм² соответственно, для кабелей с медными (алюминиевыми) жилами (оболочками), ПВХ и Р изоляцией – 0,47 (0,30) кА/мм², а для кабелей с медными (алюминиевыми) жилами (оболочками) и ПЭТ изоляцией – 0,39 (0,25) кА/мм². Отметим, что указанные численные значения предельно допустимых амплитуд плотности δ_{ilm} тока КЗ в материалах токонесущих частей проводов (кабелей) не зависят от уровня амплитуды I_{mk} установившегося аварийного тока промышленной частоты 50 Гц в них.

В табл. 6 представлены результаты уточненного определения по (1) с учетом данных табл. 2 и 4 для случая $J_{il} \neq 0$ предельно допустимых поперечных сечений S_{il} токонесущих медных (алюминиевых) частей проводов и кабелей силовых цепей электроустановок общепромышленного назначения при $t_{kC} = 160$ мс и амплитуде I_{mk} установившегося тока КЗ, изменяющейся дискретно в диапазоне (30-100) кА ($T_a = 20$ мс).

Таблица 6

Значения предельно допустимых сечений S_{il} для проводов (кабелей) с медными (алюминиевыми) жилами (оболочками) в силовых цепях электроустановок общепромышленного назначения с амплитудой I_{mk} тока $i_k(t)$ КЗ от 30 до 100 кА (для $t_{кз}=160$ мс и $T_a=20$ мс)

Вид изоляции в проводе (кабеле) цепи электроустановки	Материал жилы (оболочки) провода (кабеля)	Значение сечения S_{il} , мм ²			
		Амплитуда I_{mk} установившегося тока КЗ, кА			
		30	50	70	100
Без изоляции	Медь	57,69	96,15	134,61	192,31
	Алюминий	102,27	170,45	238,64	340,91
ПВХ, Р	Медь	77,58	129,31	181,03	258,62
	Алюминий	121,62	202,70	283,78	405,40
ПЭТ	Медь	93,75	156,25	218,75	312,50
	Алюминий	145,16	241,93	338,71	483,87

Из данных табл. 6 получаем, что при времени протекания (отключения) тока КЗ $t_{кз}=160$ мс вне зависимости от численного значения токовой амплитуды I_{mk} предельно допустимые амплитуды плотности $\delta_{ilm} \approx I_{mk}/S_{il}$ аварийного тока для неизолированных проводов с медными и алюминиевыми жилами в цепях электроустановок общепромышленного назначения ($T_a=20$ мс) составляют около 0,52 кА/мм² и 0,29 кА/мм² соответственно, для кабелей с медными (алюминиевыми) жилами (оболочками), ПВХ и Р изоляцией – 0,39 (0,25) кА/мм², а для кабелей с медными (алюминиевыми) жилами (оболочками) и ПЭТ изоляцией – 0,32 (0,21) кА/мм². Из анализа данных табл. 5 и 6 для уточненных значений предельно допустимых сечений S_{il} токонесущих частей КПП в силовых цепях электрооборудования общепромышленного назначения ($J_{ил} \neq 0$; $T_a=20$ мс) можно заключить, что для указанных амплитуд I_{mk} установившегося тока КЗ, удовлетворяющих диапазону (30-100) кА, увеличение времени отключения $t_{кз}$ тока КЗ в 1,6 раза (со 100 мс до 160 мс) приводит к уменьшению предельно допустимых амплитуд плотности δ_{ilm} тока КЗ в материалах рассматриваемых проводов и кабелей примерно в 1,2 раза. При этом во столько же раз (в ~1,2 раза) возрастают и значения предельно допустимых поперечных сечений S_{il} медных (алюминиевых) жил и оболочек (обратных токопроводов) исследуемой КПП. Отсюда следует подкрепленная приведенными уточненными инженерными расчетами величин S_{il} и δ_{ilm} практическая рекомендация для условий эксплуатации электроустановок общепромышленного назначения: в их силовых цепях для обеспечения термической стойкости КПП время отключения $t_{кз}$ тока КЗ (типы пофазно применяемых релейных защит и выключателей в ЭС) и практически выбранные значения предельно допустимых сечений S_{il} их токонесущих частей должны быть в обязательном порядке взаимно согласованы.

2.4. Расчетная оценка термической стойкости электрических проводов и кабелей в цепях электроустановок общепромышленного назначения. В рамках предлагаемого подхода к выбору предельно допустимых поперечных сечений S_{il} проводов (кабелей) в силовых цепях электроустановок общепромышленного назначения может быть наглядным об-

разом осуществлена и расчетная оценка их термической стойкости. С этой целью, как и в [1, 6], термическую стойкость рассматриваемых проводов и кабелей в цепях исследуемых электроустановок будем определять по следующему теплофизическому условию:

$$\theta_{is} \leq \theta_{IS}, \quad (7)$$

где θ_{is} , θ_{IS} – соответственно текущая (конечная) и предельно допустимая кратковременная температуры нагрева токонесущих частей рассматриваемых электрических проводов и кабелей в силовых цепях ЭС.

Для нахождения в (7) значений текущей или конечной температуры θ_{is} нагрева материала токонесущих частей КПП, определяемой джоулевым теплом от действия на него тока $i_k(t)$ КЗ, первоначально используем известную нелинейную зависимость удельной электропроводности γ_i материала жилы (оболочки) провода или кабеля от величины температуры θ_{is} [5]:

$$\gamma_i = \gamma_{0i} [1 + c_{0i} \beta_{0i} (\theta_{is} - \theta_0)]^{-1}. \quad (8)$$

Следует отметить, что соотношение (8) в интервале температур от 20 °С до температуры плавления материалов жил (оболочек) КПП согласно экспериментальным данным из [5] аппроксимирует температурную зависимость величины γ_i для меди и алюминия с погрешностью не более 5 %. Кроме того, заметим, что, как раньше, так и в (8), под величиной γ_{0i} понимается удельная электропроводность γ_i материала токонесущих частей КПП при температуре $\theta_0=20$ °С. Учитывая (8), решение неоднородного дифференциального уравнения первого порядка для конечной температуры θ_{is} джоулевого нагрева током $i_k(t)$ КЗ материала жилы (оболочки) КПП в цепи электроустановки общепромышленного назначения при начальном условии вида $[\theta_{is}(t=0) - \theta_{0i}] = 0$ может быть записано в следующем приближенном аналитическом виде [6]:

$$\theta_{is} = \theta_{0i} + (c_{0i} \beta_{0i})^{-1} \left[\exp(J_{ak} \gamma_{0i}^{-1} \beta_{0i} / S_{il}^2) - 1 \right], \quad (9)$$

где θ_{0i} – первоначальная температура материала токонесущих частей КПП, составляющая в зависимости от режима работы силовых цепей электрооборудования величину θ_{il} ($J_{ил} \neq 0$) или величину $\theta_0 = 20$ °С ($J_{ил} = 0$).

Из (9) видно, что при принятых допущениях, известных численных значениях теплофизических характеристик γ_{0i} , c_{0i} и β_{0i} для используемых материалов токонесущих частей КПП (см. данные табл. 1 и [5]), а также для найденных по (1) и (6) численных значений предельно допустимых поперечных сечений S_{il} медных (алюминиевых) жил (оболочек) проводов (кабелей) и интеграла действия J_{ak} тока $i_k(t)$ КЗ определение искомой величины конечной температуры θ_{is} не вызывает ни каких электротехнических затруднений.

В качестве одного из примеров (*первый пример*) практической реализации полученных результатов осуществим при $\theta_{0i}=\theta_{il}=70$ °С ($J_{ил} \neq 0$) по (7) и (9) расчетную оценку термической стойкости неизолированного (оголенного) медного провода силовой цепи электрооборудования общепромышленного назначения для аварийного случая, когда $t_{кз}=160$ мс, $T_a=20$ мс и $I_{mk}=100$ кА. Согласно приведенным расчетным данным (см. табл. 6) предельно допустимое сечение S_{il} принятого провода численно составляет примерно 192,31 мм². В этом случае величина интеграла дейст-

вия J_{ak} тока $i_k(t)$ КЗ по (6) будет численно составлять около $9 \cdot 10^8 \text{ A}^2 \cdot \text{с}$ (см. табл. 4). Тогда по (9) с учетом данных табл. 1 конечная температура θ_{iS} джоулева нагрева аварийным током $i_k(t)$ КЗ рассматриваемого медного провода окажется примерно численно равной $212,4 \text{ }^\circ\text{C}$. Видно, что это значение температуры меньше нормированного значения предельно допустимой кратковременной температуры θ_{iS} нагрева проверяемого на термическую стойкость медного провода силовой цепи электрооборудования, составляющего согласно [1] $250 \text{ }^\circ\text{C}$ при тяжениях в нем (проводе) менее 20 Н/мм^2 . Поэтому можно заключить, что условие (7) для указанного расчетного случая выполняется.

Расчетная оценка по (9) при прежних исходных данных ($\theta_0 = \theta_{iI} = 70 \text{ }^\circ\text{C}$; $t_{kC} = 160 \text{ мс}$; $T_a = 20 \text{ мс}$; $I_{mk} = 100 \text{ кА}$; $J_{ak} = 9 \cdot 10^8 \text{ A}^2 \cdot \text{с}$) конечной температуры θ_{iS} джоулева нагрева медной круглой жилы кабеля с ПВХ или Р изоляцией (второй пример) с предельно допустимым поперечным сечением $S_{iI} = 258,62 \text{ мм}^2$ (см. табл. 6) показывает, что в данном случае она достигает уровня, равного примерно $139,1 \text{ }^\circ\text{C}$. Эта температура меньше нормированного уровня предельно допустимой кратковременной температуры θ_{iS} нагрева проверяемого на термическую стойкость кабеля с ПВХ (Р) изоляцией, составляющего $150 \text{ }^\circ\text{C}$ [1]. Как видим, и для данного расчетного случая условие (7) также выполняется. В этой связи можно обоснованно говорить о том, что выполненные расчетные оценки термической стойкости как неизолированного медного провода, так и кабеля с медной жилой, ПВХ и Р изоляцией силовых цепей исследуемых электроустановок указывают на работоспособность предложенного электро-технического подхода к уточненному расчетному выбору предельно допустимых сечений S_{iI} токонесущих частей КПП, применяемой в силовых цепях электрооборудования промышленной электроэнергетики.

Выводы.

1. Предложенный инженерный электротехнический подход позволяет по условию термической стойкости КПП силовых цепей электрооборудования общепромышленного назначения осуществлять уточненный расчетный выбор предельно допустимых поперечных сечений S_{iI} неизолированных проводов, изолированных проводов и кабелей с медными (алюминиевыми) жилами (оболочками-экранами) с ПВХ, Р и ПЭТ изоляцией, токонесущие части которых в аварийном режиме их работы могут испытывать воздействие тока $i_k(t)$ трехфазного КЗ в ЭЭС с заданными нормированными документами АВП.

2. Показано, что расхождение между численными значениями коэффициента C_{ik} , входящего в формулу (1) и определяющего величины предельно допустимых поперечных сечений S_{iI} токонесущих частей КПП в цепях электроустановок общепромышленного назначения, по существу отсутствующему и предложенному инженерным электротехническим подходам к расчетному выбору предельно допустимых поперечных сечений S_{iI} жил (оболочек) рассматриваемых электрических проводов и кабелей для нормального режима их работы при $J_{iI} \neq 0$ (при номинальной токовой нагрузке КПП) составляет не более (3-8) %, а при $J_{iI} = 0$ (в режиме обесточивания КПП) достигает до (9-26) %.

3. Получено аналитическое соотношение (6) для уточненного расчетного определения величины интеграла действия J_{ak} тока $i_k(t)$ КЗ (интеграла Джоуля B_k) в силовых цепях исследуемого электрооборудования, позволяющее при заданных значениях амплитуды I_{mk} установившегося тока КЗ, длительности (времени отключения) t_{kC} процесса КЗ, постоянной времени спада T_a аperiodической составляющей тока $i_k(t)$ КЗ и периода колебаний $T_p = 20 \text{ мс}$ периодической составляющей аварийного тока КЗ сравнительно легко находить требуемые для расчетного выбора предельно допустимых поперечных сечений S_{iI} токонесущих частей рассматриваемой КПП значения интеграла J_{ak} .

4. Установлено, что в первом приближении в силовых цепях электрооборудования общепромышленного назначения ($T_a = 20 \text{ мс}$) предельно допустимые амплитуды плотности $\delta_{ilm} \approx I_{mk}/S_{iI}$ тока $i_k(t)$ КЗ при времени его отключения $t_{kC} = 100 \text{ мс}$ в ЭЭС для неизолированных проводов с медными (алюминиевыми) жилами составляют соответственно около $0,64$ ($0,36$) кА/мм^2 , для кабелей с медными (алюминиевыми) жилами (оболочками) и ПВХ (Р) изоляцией – $0,47$ ($0,30$) кА/мм^2 , а для кабелей с медными (алюминиевыми) жилами (оболочками) и ПЭТ изоляцией – $0,39$ ($0,25$) кА/мм^2 . При увеличении в ЭЭС времени отключения t_{kC} тока $i_k(t)$ КЗ в указанных цепях ($T_a = 20 \text{ мс}$) предельно допустимые амплитуды плотности δ_{ilm} аварийного тока КЗ уменьшаются и при $t_{kC} = 160 \text{ мс}$ для неизолированных проводов с медными (алюминиевыми) жилами составляют соответственно примерно $0,52$ ($0,29$) кА/мм^2 , для кабелей с медными (алюминиевыми) жилами (оболочками) и ПВХ (Р) изоляцией – $0,39$ ($0,25$) кА/мм^2 , а для кабелей с медными (алюминиевыми) жилами (оболочками) и ПЭТ изоляцией – $0,32$ ($0,21$) кА/мм^2 .

5. Предложено удобное в практическом использовании аналитическое соотношение (9) для выполнения по условию (7) расчетной оценки термической стойкости к действию тока $i_k(t)$ КЗ указанных электрических проводов и кабелей, широко применяемых в силовых цепях электрооборудования общепромышленного назначения.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Электротехнический справочник. Производство и распределение электрической энергии. Том 3, Кн. 1 / Под общей ред. И.Н. Орлова и др. – М.: Энергоатомиздат, 1988. – 880 с.
2. Справочник по проектированию электрических сетей и оборудования / Под ред. Ю.Г. Барыбина и др. – М.: Энергоатомиздат, 1991. – 464 с.
3. Князевский Б.А., Липкин Б.Ю. Электроснабжение промышленных предприятий. – М.: Высшая школа, 1972. – 432 с.
4. Белоруссов Н.И., Саакян А.Е., Яковлева А.И. Электрические кабели, провода и шнуры. Справочник. – М.: Энергоатомиздат, 1988. – 536 с.
5. Кнопфель Г. Сверхсильные импульсные магнитные поля. – М.: Мир, 1972. – 391 с.
6. Баранов М.И. Избранные вопросы электрофизики. Монография в 3-х томах. Том 3: Теория и практика электрофизических задач. – Х.: Точка, 2014. – 400 с.

REFERENCES

1. Orlov I.N. *Elektrotehnicheskij spravocnik. Proizvodstvo i raspredelenie elektricheskoi energii. Tom 3, Kn. 1* [Electrical engineering handbook. Production and distribution of electric

- energy. Vol. 3, Book 1. Ed. I.N. Orlov]. Moscow, Energoatomizdat Publ., 1988. 880 p. (Rus).
2. Barybin Yu.G. *Spravochnik po proektirovaniyu elektricheskikh setey i oborudovaniya* [Handbook per planning electrical circuit and equipment]. Moscow, Energoatomizdat Publ., 1991. 464 p. (Rus).
 3. Knyazevskiy B.A., Lipkin B.Yu. *Elekrosnabzhenie promyshlennyykh predpriyatij* [Electric supply industrial organization]. Moscow, High school Publ., 1972. 432 p. (Rus).
 4. Belorussov N.I., Saakjan A.E., Jakovleva A.I. *Elektricheskie kabeli, provoda i shnury. Spravochnik* [Electrical cables, wires and cords. Directory]. Moscow, Energoatomizdat Publ., 1988. 536 p. (Rus).
 5. Knopfel' G. *Sverkhsil'nye impul'snye magnitnye polia* [Ultra strong pulsed magnetic fields]. Moscow, Mir Publ., 1972. 391 p. (Rus).
 6. Baranov M.I. *Izbrannyye voprosy elektrofiziki. Monografiya v 3 tomah. Tom 3: Teoriya i praktika elektrofizicheskikh zadach* [Selected topics of Electrophysics. Monograph in 3 vols. Vol. 3: Theory and practice of electrophysics tasks]. Kharkiv, Tochka Publ., 2014. 400 p. (Rus).

Поступила (received) 17.12.2018

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.

Refined selection of allowable cross-sections of electrical conductors and cables in the power circuits of industrial electrical equipment taking into account emergency operating modes.

Purpose. Implementation and clarification of the existing engineering approach for determination in industrial power engineering for allowable sections of cable-conductor products (CCP) S_{il} of electric wires and cables in the circuits of electrical equipment of the general industrial installations characterized flowing in malfunction of current $i_k(t)$ of short circuit (SC) with different amplitude-temporal parameters (ATPs). **Methodology.** Scientific and technical bases of electrical power engineering, electrophysics bases of technique of high voltage and high pulse currents, theoretical bases of the electrical engineering. **Results.** The results of the developed engineering approach are resulted

in the calculation determination on the condition of thermal resistibility of CCP permissible sections of S_{il} of the uninsulated wires, insulated wires and cables with copper (aluminum) cores (shells), polyvinyl chloride (PVC), rubber (R) and polyethylene (PET) insulation, on which in malfunction of their operation the current $i_k(t)$ of SC can flow with the set by normative documents of ATP. It is shown that divergence between the values of basic calculation coefficient of C_{ik} by existing and offered to the engineering calculations selection of permissible sections of S_{il} of cores (shells) of the tested wires and cables for normal of their operating time at the nominal current load of CCP makes no more (3-8) %, and in the mode of de-energizing of CCP arrives at to (9-26) %.. Analytical correlation is got for the specified calculation determination of integral of action of J_{ak} of current $i_k(t)$ of SC (Joule integral) in the power circuits of the tested electrical equipment. It is set that in the circuits of of the general industrial installations (for permanent time of slump of $T_a=20$ ms of aperiodic constituent of current of SC) maximum possible amplitudes of density of $\delta_{ilm} \approx I_{mk}/S_{il}$ of SC current at time of his disconnecting $t_{kc}=100$ ms for the uninsulated wires with copper (aluminum) cores make according to approximately 0.64 (0.36) $\kappa A/mm^2$, for cables with copper (aluminum) cores (shells), PVC and R insulation – 0.47 (0.30) $\kappa A/mm^2$, and for cables with copper (aluminum) cores (shells) and PET insulation – 0.39 (0.25) $\kappa A/mm^2$. At time of disconnecting $t_{kc}=160$ ms of SC current in the circuits of electrical equipment ($T_a=20$ ms) permissible amplitudes of current density of δ_{ilm} of SC for the unisolated wires with copper and aluminum cores are accordingly about 0.52 (0.29) $\kappa A/mm^2$, for cables with copper (aluminum) cores (shells), PVC and R insulation of 0.39 (0.25) $\kappa A/mm^2$, and for cables with copper (aluminum) cores (shells) and PET insulation – 0.32 (0.21) $\kappa A/mm^2$. **Originality.** First by a calculation the specified numeral values of sections of S_{il} and amplitudes of density δ_{ilm} of SC current are determined for the uninsulated wires, insulated wires and cables with copper (aluminum)cores shells), PVC, R and PET insulation. New analytical correlation is offered for the calculation estimation of thermal resistibility of tested CCP to the action of current of SC. **Practical value.** The obtained results will be useful in the increase of thermal resistibility of CCP with copper (aluminum) cores (shells), PVC, R and PET insulation, widely applied in the power circuits of electrical equipment of the general purpose industrial installations. References 6, tables 6.

Key words: electric power engineering, electric wires and cables of circuits of electrical installations of the general industrial purpose, calculation selection of allowable sections of wires and cables in the circuits of electrical equipment.

А.В. Беспрозванных, И.А. Мирчук, А.Г. Кессаев

ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ПАРАМЕТРЫ РЕЖИМА ОХЛАЖДЕНИЯ ПОЛИМЕРНОЙ ИЗОЛЯЦИИ СИЛОВЫХ КАБЕЛЕЙ

Обґрунтовано методику розрахунку режиму охолодження силових кабелів в перехідному тепловому режимі. Представлено теплову схему заміщення ізолюваної струмопровідної жили. За допомогою методів дискретних резистивних схем заміщення і вузлових потенціалів отримано розподіл температури в товщі поліетиленової ізоляції в різні моменти часу в залежності від температури води, що охолоджує. Показано, що тривалість перехідного процесу, що відповідає досягненню однакової температури по всій товщині ізоляції, можна розглядати в якості критерію при визначенні технологічних параметрів охолодження. Бібл. 12, рис. 7.

Ключові слова: режим охолодження, поліетиленова ізоляція, теплова схема заміщення, метод дискретних резистивних схем заміщення, несталый режим, метод вузлових потенціалів, система лінійних алгебраїчних рівнянь, довжина ванни охолодження.

Обоснована методика расчета режима охлаждения силовых кабелей в переходном тепловом режиме. Представлена тепловая схема замещения изолированной токопроводящей жилы. С помощью методов дискретных резистивных схем замещения и узловых потенциалов получено распределение температуры в толще экструдированной полиэтиленовой изоляции в разные моменты времени в зависимости от температуры охлаждающей воды. Показано, что длительность переходного процесса, соответствующая достижению одинаковой температуры по всей толщине изоляции, можно рассматривать в качестве критерия при определении технологических параметров охлаждения. Библ. 12, рис. 7.

Ключевые слова: режим охлаждения, полиэтиленовая изоляция, тепловая схема замещения, метод дискретных резистивных схем замещения, неустойчивый режим, метод узловых потенциалов, система линейных алгебраических уравнений, длина ванны охлаждения.

Введение. Режим охлаждения полимерной изоляции после наложения на экструдере является одним из основных факторов, определяющих эксплуатационные характеристики кабеля. Теоретически идеально охлаждение изоляции при температуре охлаждающей среды, равной температуре плавления материала изоляции: в таком случае меньше вероятность образования пустот в изоляции [1-3]. В процессе охлаждения тепло от поверхности изоляции отводится с помощью воздуха или воды более низкой температуры. Процесс охлаждения преимущественно подчиняется закономерностям конвективного теплообмена, причем, обычно наблюдается вынужденная конвекция за счет постоянного осевого перемещения заготовки в ходе технологического процесса. Процесс изменения температуры по толщине изоляции или оболочки, то есть внутри твердого тела, происходит по законам теплопроводности.

К процессу охлаждения обычно не предъявляются жесткие требования, так как большинство изоляционных материалов допускают достаточно резкое охлаждение. Исключением является полиэтилен, требующий постепенного охлаждения. При охлаждении изоляции в охлаждающей ванне понижение температуры начинается с поверхности. В связи с этим охлаждение изоляции из полиэтилена производится ступенчато до температуры, при которой охлажденная экструдированная изоляция не будет деформироваться или повреждаться на приемном барабане [2, 3]. На кабельных предприятиях экструдированное покрытие охлаждают до температур (40...50) °С для соблюдения требований техники безопасности [4].

Длина охлаждающей ванны зависит от скорости экструзии, диаметра жилы (или кабеля) и толщины

изоляции (оболочки). Длина ванны для охлаждения изоляции на основе кристаллических полимеров больше, чем для охлаждения изоляции из аморфных полимеров, так как процесс кристаллизации является экзотермическим [2, 3].

Скорость перемотки зависит от диаметра экструдированных кабелей. Так, для телефонных кабелей, диаметр проводника у которых не превышает 1 мм, скорость приема является одной из высоких и достигает 1200 м/мин. По мере увеличения диаметра жилы скорость приема уменьшается и для силовых кабелей составляет порядка (6-30) м/мин. При охлаждении полиэтиленовой изоляции скорость лимитируется длиной охлаждающей ванны.

Существующие методы расчета режимов охлаждения экструдированной изоляции позволяют рассчитывать скорость перемотки кабелей при известной длине ванны охлаждения либо длину ванны при заданной скорости перемотки [5, 6] без учета распределения температуры по всей толщине изоляции в неустойчившемся тепловом режиме.

Постановка проблемы. Технологические параметры режима охлаждения влияют на внутреннюю структуру полимера: чем меньше скорость охлаждения, тем выше содержание кристаллической фазы в полимерной изоляции. При быстром охлаждении релаксационные процессы не успевают завершиться, происходит нарушение внутреннего морфологического строения, влекущего к образованию неравновесной структуры полимерной изоляции с преобладанием аморфной фазы [1-3]. Количественное соотношение кристаллической и аморфной фаз в конечном итоге определяет тепловые, механические и электрические характеристики экструдированной изоляции.

© А.В. Беспрозванных, И.А. Мирчук, А.Г. Кессаев

При резком охлаждении возможно также образование внутренних пустот в толще экструдированной изоляции. В наибольшей степени этот процесс вероятен при охлаждении полиэтилена, у которого объем расплава при температуре 200 °С практически на 25 % выше, чем при 20 °С: резкое изменение объема происходит вблизи его температуры плавления [7]. Для полиэтилена характерно большое значение теплового коэффициента расширения, максимальное значение которого находится в диапазоне температур (90-125) °С. В результате происходит неравномерное сокращение объема верхних и внутренних слоев изоляции, особенно для кабелей со значительной толщиной изоляции. Резкое охлаждение полиэтилена приводит к образованию трещин, воздушных включений как между изоляцией и токопроводящей жилой, так и в слоях, расположенных вблизи жилы.

Так, в [5] определена степень охлаждения кабеля при заданной температуре на входе в ванну и температуре охлаждающей воды при конвективном теплообмене между поверхностью изоляции и охлаждающей водой [8].

Для силовых кабелей важно получить распределение температурного поля по толщине экструдированной полиэтиленовой изоляции, которое определяется температуропроводностью полиэтиленовой изоляции с учетом температуры подогрева токопроводящей жилы и температуры охлаждающей воды.

Целью статьи является обоснование технологических параметров режима охлаждения силовых кабелей на основании расчета тепловой схемы замещения изолированной полиэтиленом токопроводящей жилы в неустановившемся тепловом режиме.

Тепловая схема замещения экструдированной изолированной жилы в переходном тепловом режиме. В общем случае расчет температурного поля по толщине изоляции при ее охлаждении сводится к заданию условий однозначности: геометрических условий, характеризующих форму и размеры экструдированной токопроводящей жилы; физических условий, характеризующих теплопроводность, теплоемкость, плотность жилы, изоляции и охлаждающей среды соответственно; начальных условий, характеризующих распределение температуры в начальный момент времени (при $t = 0$); граничных условий, характеризующих взаимодействие рассматриваемой экструдированной изоляции с окружающей средой [9].

Для расчета распределения температуры в толще экструдированной полиэтиленовой изоляции в разные моменты времени в зависимости от температуры охлаждающей воды воспользуемся методом электротепловых аналогий [9]. Между тепловой и электрической схемами замещения есть полная аналогия, позволяющая для расчета тепловых схем использовать известные методы теории электрических цепей. Аналогом потенциала в тепловой схеме замещения является температура (T), а аналогом тока – тепловой поток (P) на единицу длины изоляции по ее оси (на единицу длины кабеля).

Тепловую схему замещения изоляции силовых кабелей (рис. 1) рассчитаем с помощью метода дискретных резистивных схем замещения [9]. Для этого тепловые величины заменим их электрическими аналогами. Затем рассчитаем тепловую схему и определим искомую температуру [9].

Тепловая схема замещения (рис. 1) отражает: теплоемкость жилы C_g ; зависящие от температуры (нелинейные) тепловые сопротивления R_t и тепловые емкости C_t каждого слоя изоляции (от 1 до M), тепловое сопротивление теплоотдачи R_{to} с поверхности изоляции провода, а также действие источника нагрева провода до температуры среды T_w .

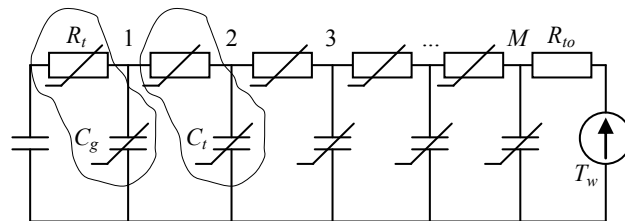


Рис. 1. Тепловая схема замещения экструдированной изолированной жилы в переходном тепловом режиме

Для расчета температурного поля в процессе охлаждения движущейся изолированной токопроводящей жилы примем следующие допущения:

- 1) изолированная жила считается симметричной относительно своей оси;
- 2) жила движется с постоянной скоростью;
- 3) материал жилы и изоляции является изотропным;
- 4) не учитываются изменения размеров провода, вызванные усадкой изоляции;
- 5) пренебрегается теплопередача вдоль токопроводящей жилы;
- 6) не учитываются внутренние источники тепла, выделяющегося при фазовом переходе полимера при охлаждении изоляции;
- 7) каждый элемент имеет постоянные по его объему электрические и физические характеристики.

Задавшись начальными значениями температуры при выходе экструдированной полиэтиленовой изоляции из вулканизационной камеры в момент времени $t = 0$, а именно: подогретой жилы, изоляции (температура которой по всей толщине и на поверхности – одинакова), охлаждающей воды, можно получить распределение температуры по толщине изоляции в разные моменты времени.

Методика расчета. От тепловой схемы замещения (рис. 1) переходим к схеме замещения метода дискретных резистивных схем замещения (ДРСЗ) (рис. 2) [10], в соответствии с которой емкости представляются источниками ЭДС E_{cg} , E_{ct} и резисторами R_{cg} , R_{ct} . В источниках ЭДС «запоминаются» температуры на емкостях в предыдущий ($k-1$)-й момент времени («старая» температура). Нахождение «новой» температуры в текущий k -й момент времени через интервал времени h определяется как

$$T_k \approx \frac{h}{C} \cdot P + T_{k-1}. \quad (1)$$

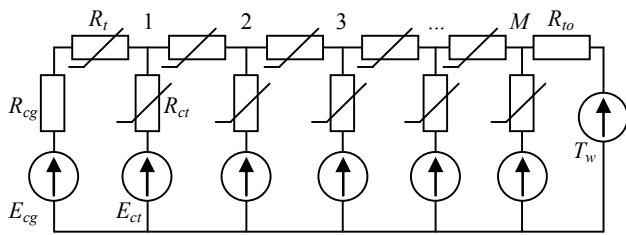


Рис. 2. Дискретная резистивная схема замещения экструдированной изолированной жилы в переходном тепловом режиме

Расчет ДРСЗ выполним методом узловых потенциалов [9, 10]. Система линейных алгебраических уравнений (СЛАУ) метода узловых потенциалов для случая M узлов (число слоев по толщине изоляции) имеет вид [9]

$$\begin{pmatrix} G_{11} & G_{12} & G_{13} & G_{14} & \dots & G_{1M} \\ G_{21} & G_{22} & G_{23} & G_{24} & \dots & G_{2M} \\ G_{31} & G_{32} & G_{33} & G_{34} & \dots & G_{3M} \\ G_{41} & G_{42} & G_{43} & G_{44} & \dots & G_{4M} \\ G_{51} & G_{52} & G_{53} & G_{54} & \dots & G_{5M} \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ G_{M-1,1} & G_{M-1,2} & G_{M-1,3} & G_{M-1,4} & \dots & G_{M-1,M} \\ G_{M1} & G_{M2} & G_{M3} & G_{M4} & \dots & G_{MM} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \varphi_1 \\ \varphi_2 \\ \varphi_3 \\ \varphi_4 \\ \varphi_5 \\ \dots \\ \varphi_{M-1} \\ \varphi_M \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} J_1 \\ J_2 \\ J_3 \\ J_4 \\ J_5 \\ \dots \\ J_{M-1} \\ J_M \end{pmatrix}, (2)$$

где $J_1 - J_M$ – узловые «токи» (тепловой поток); $J_1 - J_{M-1} = 0$;

$$J_M = \frac{T_c}{R_{to}}; G_{11} = \frac{1}{R_t + R_{cg}} + \frac{1}{R_{ct}} + \frac{1}{R_t} - \text{узловая про-}$$

водимость первого узла (сумма проводимостей ветвей, сходящихся в первом узле); $G_{22} = \frac{1}{R_t} + \frac{1}{R_{ct}} + \frac{1}{R_t} -$

узловая проводимость второго узла; $G_{33} = G_{22}$; $G_{44} = G_{22}$; $G_{55} = G_{22}$; ... $G_{(M-1)(M-1)} = G_{22}$;

$$G_{MM} = \frac{1}{R_t} + \frac{1}{R_{ct}} + \frac{1}{R_{to}}; G_{12} = -\frac{1}{R_t} - \text{взаимная про-}$$

водимость между 1-м и 2-м узлами (взятая со знаком «минус» суммарная проводимость между 1-м и 2-м узлами); $G_{23} = G_{34} = G_{45} = \dots = G_{12}$; $G_{13} = G_{14} = G_{15} = \dots = G_{1M} = 0$.

В результате решения трехдиагональной СЛАУ (2) методом прогонки и нахождения на каждом шаге дискретизации (временном интервале) потоков тепловой мощности в ветвях тепловой схемы замещения, температура на тепловых емкостях определяется температура в каждом слое изоляции. Порядок разрешающей системы линейных алгебраических уравнений определяется произведением числа узлов на число шагов дискретизации.

Влияние технологических режимов охлаждения и конструктивных параметров кабелей на распределение температуры по толщине экструдированной полиэтиленовой изоляции. Расчет распределения температуры по толщине изоляции выполнен при заданных теплофизических характеристиках (коэффициенте теплопроводности λ , удельной теплоемкости c , плотности ρ): медной жилы $\lambda_g = 200$ Вт/(м·К); $c_g = 420$ Дж/(кг·К); $\rho_g = 8300$ кг/м³ [11, 12].

Для полиэтилена: плотность принята равной $\rho_d = 940$ кг/м³; зависимости коэффициента теплопро-

водности и удельной теплоемкости от температуры заданы в виде аппроксимирующих функций [1, 7]:

$$\lambda_d = 0,35 \text{ Вт/(м·К) при } T \geq 120 \text{ °C};$$

$$\lambda_d = 0,41 - 0,001 \cdot T \text{ при } T < 120 \text{ °C};$$

$$c_d = 3150 \text{ Дж/(кг·К) при } T \geq 115 \text{ °C};$$

$$c_d = 3750 - 4,78 \cdot T \text{ при } T < 115 \text{ °C};$$

Теплофизические характеристики охлаждающей воды, необходимые для расчета теплового сопротивления R_{to} : $\lambda_w = 0,24$ Вт/(м·К); $c_w = 5000$ Дж/(кг·К); $\rho_w = 1000$ кг/м³ [5].

Расчеты выполнены для начального значения температуры изоляции 200 °C в момент времени $t = 0$ при выходе экструдированной полиэтиленовой изоляции из вулканизационной камеры.

1. Влияние температуры охлаждающей среды на распределение температуры. На рис. 3 приведена динамика изменения во времени распределения температуры в полиэтиленовой изоляции толщиной 2 мм (i – номер слоя по толщине изоляции, считая от жилы) в зависимости от температуры охлаждающей воды. Температура воды в охлаждающей ванне равна соответственно:

- 30 °C (рис. 3,а, кривая 1 рис. 3,з);
- 60 °C (рис. 3,б, кривая 2 рис. 3,з);
- 90 °C (рис. 3,в, кривая 3 рис. 3,з).

Результаты расчета выполнены для подогретой до 90 °C токопроводящей медной жилы сечением 95 мм². Как показывают расчеты (сравни рис. 3,в и рис. 4), подогрев жилы до 90 °C уменьшает вероятность образования воздушных полостей возле жилы, обеспечивает более равномерное распределение температуры по толщине изоляции за то же время переходного процесса и улучшает адгезию расплава полимера к металлическому проводнику.

При температуре охлаждающей воды 30 °C наблюдается наиболее резкое охлаждение изоляции (сравни кривую 1 с кривой 3 на рис. 3,з). Уменьшение температуры начинается с поверхности изоляции (см. рис. 3, слой $i = 100$ при $t = 1$ с). Поверхностный слой, охлаждаясь за время $t = 5$ с, стремится сократить свой объем, а внутренние, еще не остывшие, препятствуют этому сокращению. При этом поверхностный слой затвердевает под действием радиального давления и находится в растянутом состоянии с замороженными внутренними напряжениями. При последующем охлаждении внутренних слоев их объем сокращается, но это происходит в условиях, когда наружные слои уже отвердели. Сокращение объема может происходить неравномерно, а по наиболее механически слабым местам, т.е. там, где изоляция охлаждается в последнюю очередь.

Вероятность образования пузырей и пустот у жилы, температура которой выше в сравнении с внешними слоями изоляции, значительно возрастает. Время, необходимое для завершения переходного теплового процесса в первой секции охлаждающей ванны с температурой воды 90 °C (рис. 3,в, кривая 3 рис. 3,з, кривая 1 на рис. 5), составляет около 100 с.

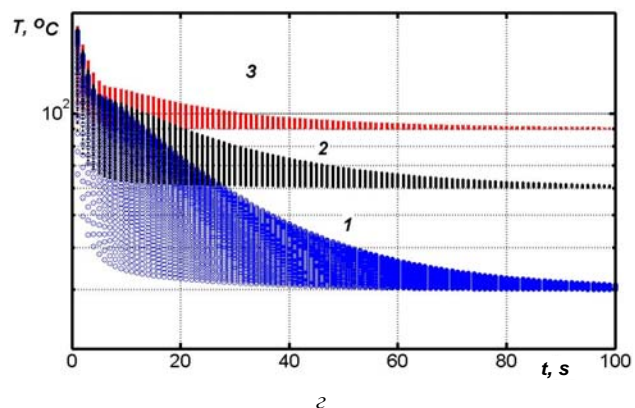
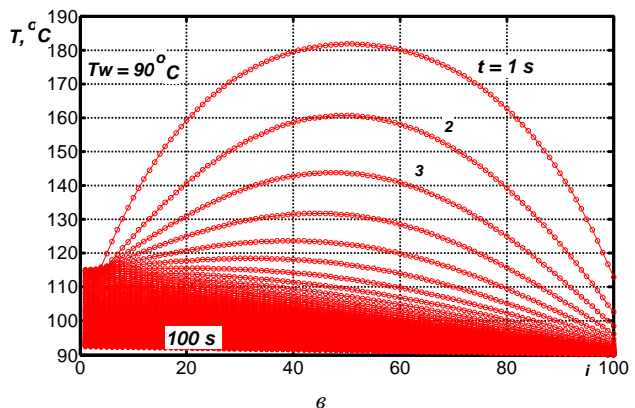
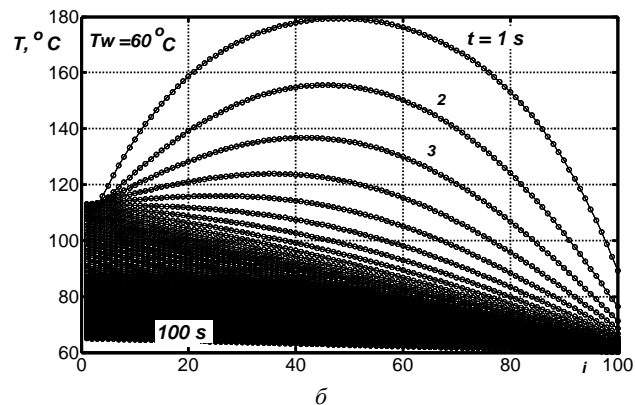
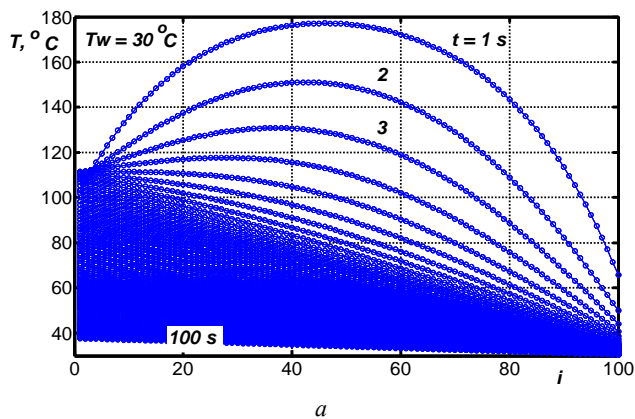


Рис. 3. Влияние температуры охлаждающей воды на динамику изменения во времени распределения температуры по толщине полиэтиленовой изоляции

За такое время по всей толщине изоляции устанавливается, практически, одинаковая температура, равная температуре охлаждающей воды 90 °С, что уменьшает вероятность образования полостей и кон-

центраций термомеханических напряжений в толще полиэтиленовой изоляции.

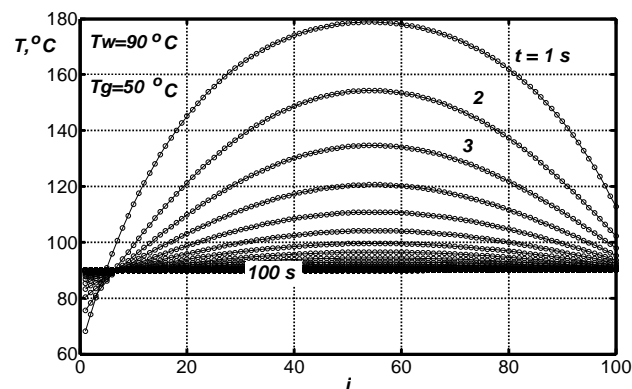


Рис. 4. Динамика изменения распределения температуры по толщине изоляции при температуре жилы, равной 50 °С

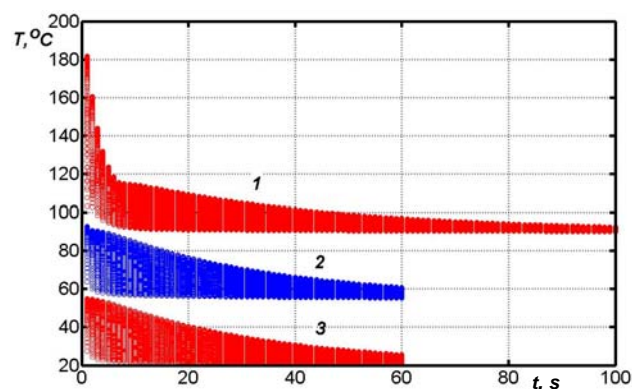


Рис. 5. Временная диаграмма распределения температуры по толщине полиэтиленовой изоляции при ступенчатом охлаждении в трехсекционной ванне

Время переходного процесса можно рассматривать в качестве критерия для обоснования соотношения между длиной L_1 (м) первой секции охлаждающей ванны и скоростью приема v (м/с). Для рассмотренного случая значение L_1/v составляет 100 с. При скорости перемотки $v = 0,2$ м/с = 12 м/мин длина первой секции должна быть равной 20 м. Длина ванны может быть уменьшена, по крайней мере, в два раза при той же скорости приема: при такой длине перепад температуры между внутренними и внешними слоями изоляции не превышает 10 °С (см. рис. 5, кривая 1).

Охлаждение изоляции во второй и третьей секциях производится водой, температура которой равна 50 °С и 20 °С соответственно, за значительно меньшее время (сравни кривую 1 и кривые 2, 3 на рис. 5). Длина второй секции L_2 равна 10 м, третьей (для обеспечения температуры изоляции порядка 40 °С) – $L_3 = 4$ м. Таким образом, общая длина трехсекционной охлаждающей ванны составит 30 м. Такие параметры режима охлаждения обеспечивают меньшую вероятность образования пустот, воздушных включений и трещин в толще изоляции. Полученные результаты согласуются с данными, приведенными в [1, 5].

2. Влияние конструктивных параметров кабелей на распределение температуры по толщине экструдированной полиэтиленовой изоляции. Влияние диаметра токопроводящей жилы на распре-

деление температуры по толщине изоляции в разные моменты времени показано на рис. 6.

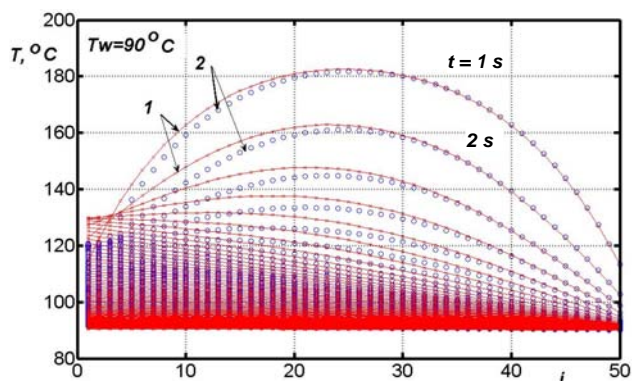


Рис. 6. Влияние сечения токопроводящей жилы на распределение температуры по толщине полиэтиленовой изоляции

Толщина изоляции в обоих случаях равна 2 мм. Кривая 1 соответствует сечению медной жилы 95 мм^2 , кривая 2 – 240 мм^2 . В начальный момент охлаждения для внутренних слоев изоляции, расположенных возле жилы большего сечения, температура меньше в сравнении с распределением температуры для изоляции с жилой меньшего сечения. В дальнейшем различие нивелируется, что позволяет использовать для охлаждения ванну одинаковой длины.

Увеличение толщины изоляции приводит к увеличению времени переходного теплового процесса, а значит и длины первой охлаждающей секции (рис. 7). Для сохранения неизменной длины первой секции охлаждающей ванны при охлаждении кабелей с большей толщиной изоляции необходимо соответственно уменьшать скорость приема.

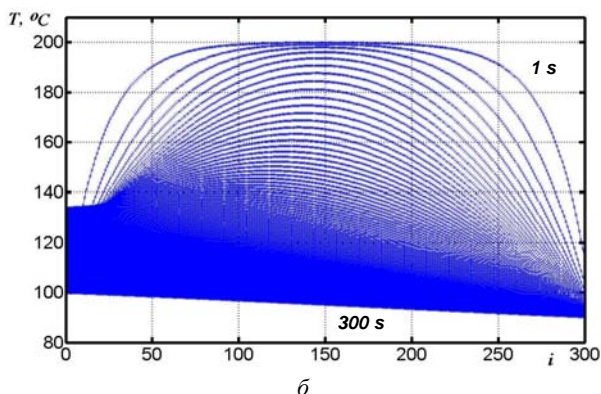
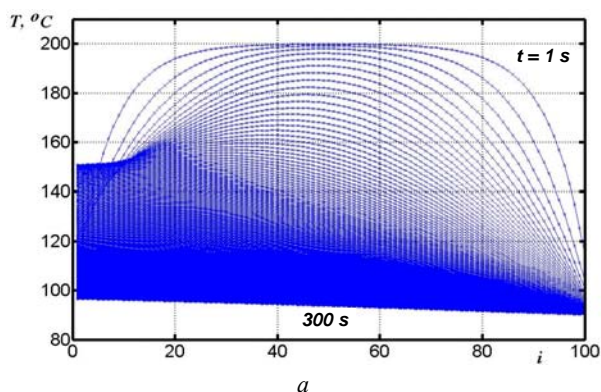


Рис. 7. Влияние числа слоев на распределение температуры по толщине изоляции

На рис. 7 показано влияние числа слоев на распределение температуры: $M = 100$ (рис. 7,а), $M = 300$ (рис. 7,б). Сечение жилы 95 мм^2 , толщина изоляции 6 мм. Увеличение числа слоев по толщине изоляции повышает точность расчета на 8 %.

Выводы.

Разработана методика расчета технологических параметров режима охлаждения силовых кабелей. Методика основывается на расчете тепловой схемы замещения изолированной полиэтиленом токопроводящей жилы в неустановившемся тепловом режиме с учетом зависимости от температуры теплового сопротивления и теплоемкости методами дискретных резистивных схем замещения и узловых потенциалов.

Обоснована длительность переходного процесса, соответствующая достижению одинаковой температуры по всей толщине изоляции силовых кабелей разного конструктивного исполнения. Показано, что длительность переходного процесса можно рассматривать в качестве критерия при определении длины секций охлаждающей ванны в зависимости от скорости экструдирования (приема).

Установлено влияние диаметра токопроводящей жилы и толщины полиэтиленовой изоляции на режим охлаждения силовых кабелей.

Предложенная методика может быть применена для выбора технологических режимов охлаждения других типов кабелей, например, симметричных, радиочастотных и оптических.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Леонов В.М., Пешков И.Б., Рязанов И.Б., Холодный С.Д. Основы кабельной техники. – М.: Издательский центр «Академия», 2006. – 432 с.
2. Ким В.С. Теория и практика экструзии полимеров. – М.: Химия, КолосС, 2005. – 568 с.
3. Раувендааль К. Экструзия полимеров / Пер. с англ. под ред. А.Я. Малкина. – СПб.: Профессия, 2006. – 768 с.
4. Рао Натти С., Шотт Ник Р. Технологические расчёты в переработке пластмасс / Практическое руководство. Пер. с англ. под ред. О.И. Абрамушкиной. – СПб.: Профессия, 2013. – 200 с.
5. Хренков Н.Н. Расчет режимов охлаждения движущегося кабеля // Кабели и провода. – 2018. – №1. – С. 20-25.
6. Вознюк В.Т., Кравченко Ю.О., Микulyонюк І.О. Підвищення ефективності охолодження гофрованих полімерних труб // Східно-Європейський журнал передових технологій. – 2011. – Т.5. – №8(53). – С. 46-50.
7. Казаков А.В., Петренко А.А. Математическое моделирование процесса плавления полимера // Фундаментальные исследования. – 2015. – №10-2. – С. 264-267.
8. Carslaw H.S., Jaeger J.C. Conduction of heat solids. – Second Ed. Clarendon Press, London. – 2003. – 510 p.
9. Беспрозванных А.В., Набока Б.Г. Математические модели и методы расчета электроизоляционных конструкций. – Харьков: НТУ «ХП». – 2012. – 108 с.
10. Демирчян К.С., Нейман Л.Р., Коровкин Н.В., Чечурин В.Л. Теоретические основы электротехники: В 3-х т. Учебник для вузов. 4-е изд. – СПб.: Питер, 2003. – 463 с.
11. Коздоба Л.А. Электрическое моделирование явлений тепло- и массопереноса. – М.: Энергия, 1972. – 296 с.
12. Аметистов Е.В. Тепло- и массообмен. Теплотехнический эксперимент. – М.: Энергоатомиздат, 1982. – 512 с.

REFERENCES

1. Leonov V.M., Peshkov I.B., Ryazanov I.B., Kholodnyy S.D. *Osnovy kabelnoy tehniki* [Basics of cable technology]. Moscow, Akademiya Publ., 2006. 432 p. (Rus).
 2. Kim V.S. *Teoriya i praktika ekstruzii polimerov* [Theory and practice of polymer extrusion]. Moscow, Khimiya, Kolos Publ., 2005. 568 p. (Rus).
 3. Rauvendaal K. *Ekstruziya polimerov* [Polymer extrusion]. Saint Petersburg, Professiya Publ., 2006. 768 p. (Rus).
 4. Rao Natti S., Shott Nik R. *Tekhnologicheskie raschety v pererabotke plastmass* [Technological calculations in plastics processing]. Saint Petersburg, Professiya Publ., 2013. 200 p. (Rus).
 5. Khrenkov N.N. Calculation of the cooling modes of a moving cable. *Cables and wires*, 2018, no.1, pp. 20-25. (Rus).
 6. Voznyuk V.T., Kravchenko Yu.O., Mikulyonok I.O. Increase cooling corrugated polymer pipes. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*, 2011, vol.5, no.8(53). –pp. 46-50. (Rus).
 7. Kazakov A.V., Petrenko A.A. Mathematical modeling of the polymer melt. *Fundamental research*, 2015, no.10(part 2), pp. 264-267. (Rus).
 8. Carslaw H.S., Jaeger J.C. *Conduction of heat solids. Second Ed.* Clarendon Press, London, 2003. 510 p.
 9. Bezprozvannykh G.V., Naboka B.G. *Matematicheskie modeli i metody rascheta elektroizolatsionnykh konstruksii* [Mathematical models and methods of calculation of electrical designs]. Kharkiv, NTU «KhPI» Publ., 2012. 108 p. (Rus).
 10. Demirchian K.S., Neiman L.R., Korovkin N.V., Chechurin V.L. *Teoreticheskie osnovy elektrotehniki: V 3-kh t. Uchebnik dlia vuzov* [Theoretical bases of electrical engineering. In 3 vols.]. St. Petersburg, Piter Publ., 2003. 463 p. (Rus).
 11. Kozdoba L.A. *Elektricheskoe modelirovanie iavlenii teplo- i massoperenosa* [Electrical modeling of heat and mass transfer phenomena]. Moscow, Energiya Publ., 1972. 296 p. (Rus).
 12. Ametistov E.V. *Teplo- i massoobmen. Teplotekhnicheskiiy eksperiment* [Heat and mass transfer. Thermal engineering experiment]. Energoatomizdat Publ., 1982. 512 p. (Rus).
- Поступила (received) 11.03.2019*
- Безпрозванных Анна Викторовна*¹, д.т.н., проф.,
*Мирчук Игорь Анатольевич*², аспирант,
*Кессаев Александр Геннадиевич*¹, к.т.н.,
¹Национальный технический университет
«Харьковский политехнический институт»,
61002, Харьков, ул. Кирпичева, 2,
тел/phone +38 057 7076010,
e-mail: bezprozvannykh@kpi.kharkov.ua
²Приватное акционерное общество
«Украинский научно-исследовательский институт
кабельной промышленности»,
71101, Запорожская обл., Бердянск, ул. Промышленная, 2-Р,
тел/phone +38 066 8288554,
e-mail: garik710@ukr.net

*G.V. Bezprozvannykh*¹, *I.A. Mirchuk*², *A.G. Kyessayev*¹
¹National Technical University «Kharkiv Polytechnic Institute»,
2, Kyrpychova Str., Kharkiv, 61002, Ukraine.

²Private Joint Stock Company «Ukraine Scientific-Research
Institute of Cable Industry»,
2-Р, Promychnennaya Str., Berdyansk, Zaporozhye Region,
71101, Ukraine.

Technological parameters of the cooling mode of polymer insulation of power cables.

Introduction. The cooling mode of polymer insulation after application to the extruder is one of the main factors determining cable performance. Theoretically, it is ideal to cool the insulation when the temperature of the cooling medium is equal to the melting point of the insulation material: in this case, the probability of formation of voids in the insulation is less. The cooling process is usually not subject to stringent requirements, since most insulating materials allow for quite sharp cooling. The exception is polyethylene, which requires gradual cooling. When the insulation is cooled in a cooling bath, the temperature decrease starts from the surface. In this regard, the cooling of the insulation of polyethylene is carried out in steps to a temperature at which the cooled extruded insulation will not be deformed or damaged on the receiving drum. Polyethylene is characterized by a large value of thermal expansion coefficient, the maximum value of which is in the temperature range (90-125) °C. As a result, there is an uneven reduction in the volume of the upper and inner insulation layers, especially for cables with a considerable insulation thickness. The rapid cooling of polyethylene leads to the formation of cracks, air inclusions both between the insulation and the conductive core, and in the layers located near the core. **Purpose.** The substantiation of the technological parameters of the cooling mode of power cables based on the calculation of the thermal equivalent circuit of a conductive core insulated with polyethylene in transient thermal mode. **Methodology.** The calculation of the temperature distribution in the thickness of extruded polyethylene insulation at different points in time, depending on the temperature of the cooling water, is made by the method of electrothermal analogies. There is a transition from the thermal equivalent circuit of power cables to the equivalent circuit of the discrete resistive equivalent circuit method, which is calculated using the nodal potential method. As a result of solving a three-diagonal system of linear algebraic equations by sweeping and finding at each discretization step (time step) thermal power fluxes in the branches of the thermal equivalent circuit, the temperature in the thermal capacitances determines the temperature in each insulation layer. **Practical value.** The duration of the transition process, corresponding to the achievement of the same temperature throughout the thickness of the insulation, can be considered as a criterion in determining the length of the cooling bath sections depending on the extrusion (reception) rate. References 12, figures 6.

Key words: cooling mode, polyethylene insulation, thermal equivalent circuit, discrete resistive equivalent circuit method, transient mode, nodal potentials method, system of linear algebraic equations, cooling bath length.

Н.И. Бойко, А.В. Макогон

МИКРО- И НАНОСЕКУНДНЫЕ РАЗРЯДЫ В ГАЗОВЫХ ПУЗЫРЯХ ДЛЯ ОБЕЗЗАРАЖИВАНИЯ И ОЧИСТКИ ВОДЫ

*Мета. Порівняння електричних кіл експериментальних установок для одержання мікро- та наносекундних розрядів в газових бульбашках у воді і порівняння одержаних експериментальних результатів знезараження води за допомогою таких розрядів. Методика. Для отримання високовольтних імпульсів на навантаженні у вигляді бульок газу і шару води з частотою більше 2000 імпульсів за секунду запропоновано спосіб генерації мікро- та наносекундних імпульсів з використанням генераторів імпульсів високої напруги на основі імпульсного трансформатора за схемою Тесла з транзисторним розмикаючим перемикачем IGBT в низьковольтній частині кола. Резистор, що обмежує струм, з опором $R_{cl} = 24$ кОм використовується для захисту транзисторного перемикача при міросекундних розрядах. При наносекундних розрядах багатозарний іскровий розрядник використовується для загострення фронту імпульсів високої напруги. Ми використовували смісний діляник напруги з коефіцієнтом ділення $K_d = 7653$ для вимірювання імпульсів напруги, шунт з опором $R_s = 2,5$ Ом – для вимірювання імпульсів струму. В якості записуючого пристрою використовувався цифровий осцилограф RIGOL DS1102E зі смугою пропускання 100 МГц. Результати. Експериментально досліджено вплив мікро- і наносекундних розрядів в газових бульбашках на мікроорганізми. Вдалося зменшити біохімічне споживання кисню водою при міросекундних розрядах, знизити мутність води, покращити органолептичні показники. Енергія, що виділяється в одному імпульсі при міросекундних розрядах, складає $W_\mu \approx 17$ мДж, а при наносекундних розрядах – $W_n \approx 7,95$ мДж. При наносекундних розрядах досягнуто повної інактивациі бактерій *E.coli*. Знезаражуюча і очищуюча дія наносекундних імпульсів краща порівняно з міросекундними імпульсами із-за збільшення амплітуди імпульсної напруги до 30 кВ, а імпульсного струму до 35 А. Наукова новизна. Експериментально показана можливість ефективного мікробіологічного знезараження води за допомогою наносекундних розрядів в газових бульбашках при малих питомих витратах енергії. Практична значущість. Одержані експериментальні результати щодо знезараження води за допомогою мікро- і наносекундних розрядів відкривають перспективу промислового застосування установок з використанням таких розрядів для знезараження і очистки стічних вод, басейнів та доочистки водопровідної води. Бібл. 9, рис. 3.*

Ключові слова: високовольтний генератор, мікро- і наносекундні імпульси, розряд в газових бульбашках у воді, знезараження та очистка води розрядами, інактивациія мікроорганізмів.

*Цель. Сравнение электрических схем экспериментальных установок для получения микро- и наносекундных разрядов в газовых пузырьках в воде и сравнение полученных экспериментальных результатов обеззараживания воды при помощи таких разрядов. Методика. Для получения высоковольтных импульсов на нагрузке в виде пузырьков газа и слоя воды с частотой более 2000 импульсов в секунду предложен способ генерации микро- и наносекундных импульсов с использованием генераторов импульсов высокого напряжения на основе импульсного трансформатора по схеме Тесла с транзисторным размыкающим переключателем IGBT в низковольтной части цепи. Токоограничивающий резистор с сопротивлением $R_{cl} = 24$ кОм используется для защиты транзисторного переключателя при микросекундных разрядах. При наносекундных разрядах многозарный искровой разрядник используется для обострения фронта импульсов высокого напряжения. Мы использовали емкостный делитель напряжения с коэффициентом деления $K_d = 7653$ для измерения импульсов напряжения, шунт с сопротивлением $R_s = 2,5$ Ом – для измерения импульсов тока. В качестве записывающего устройства использовался цифровой осциллограф RIGOL DS1102E с полосой пропускания 100 МГц. Результаты. Экспериментально исследовано влияние микро- и наносекундных разрядов в газовых пузырьках на микроорганизмы. Удалось уменьшить биохимическое потребление кислорода воды при микросекундных разрядах, снизить мутность воды, улучшить органолептические показатели. Энергия, выделяемая в одном импульсе при микросекундных разрядах, составляет $W_\mu \approx 17$ мДж, а при наносекундных разрядах – $W_n \approx 7,95$ мДж. При наносекундных разрядах достигнута полная инактивация бактерий *E.coli*. Обеззараживающее и очищающее действие наносекундных импульсов лучше по сравнению с микросекундными импульсами из-за увеличения амплитуды импульсного напряжения до 30 кВ, а импульсного тока до 35 А. Научная новизна. Экспериментально показана возможность эффективного микробиологического обеззараживания воды при помощи наносекундных разрядов в газовых пузырьках при малых удельных затратах энергии. Практическая значимость. Полученные экспериментальные результаты по обеззараживанию воды при помощи микро- и наносекундных разрядов открывают перспективу промышленного применения установок с использованием таких разрядов для обеззараживания и очистки сточных вод, бассейнов и доочистки водопроводной воды. Библ. 9, рис. 3.*

Ключевые слова: высоковольтный генератор, микро- и наносекундные импульсы, разряд в газовых пузырьках в воде, обеззараживание и очистка воды разрядами, инактивациія микроорганизмов.

Введение. В современном мире постоянно ведутся поиски новых энергосберегающих технологий для обеззараживания и очистки воды. Одна из перспективных и актуальных технологий этого направления – технология обработка воды при помощи микро- и наносекундных разрядов в газовых пузырьках [1-3].

Применение коротких электрических импульсов напряжения (тока) для обработки воды позволяет избежать больших омических потерь из-за ее нагрева, увеличить электрическую прочность разрядного про-

межутка, способствуя тем самым получению сильных электрических полей с напряженностью $E \geq 30$ кВ/см в нагрузке в виде газового пузыря и слоя воды. Сильные электрические поля инактивируют микроорганизмы в воде, вызывая при этом необратимое порообразование в мембранах клеток микроорганизмов, а также воздействуют на внутриклеточное содержимое, включая воздействие на их РНК и ДНК [4].

© Н.И. Бойко, А.В. Макогон

Импульсный электрический разряд является также источником широкополосного излучения. Из работ [5, 6] следует, что такое излучение оказывает повреждающие действия на бактерии, приводя к их деградации и разрушению, и, тем самым, повышая эффективность микробиологического обеззараживания воды.

Микро- и наносекундные разряды в газовых пузырях внутри обрабатываемого объема воды вызывают образование активных микрочастиц с высоким значением окислительного потенциала, измеряемого в вольтах. Наибольшее значение окислительного потенциала для озона (O_3) составляет 2,07 В, для атомарного кислорода (O) – 2,42 В, для гидроксила (OH) – 2,85 В и для пероксида водорода (H_2O_2) – 1,77 В [7].

Озонирование широко применяется для обеззараживания питьевой воды, а также воды в бассейнах. Однако, гидроксилы OH , которые образуются в разрядах в присутствии воды, имеют более высокий окислительный потенциал и способны разрушать стойкие химические соединения, в отличие от озона

[8]. Использование OH может повысить эффективность обеззараживания и химической очистки воды. Время жизни частиц OH в воздухе составляет сотни микросекунд. Поэтому радикалы должны создаваться в непосредственной близости от поверхности раздела воды и газовых пузырей в ней [1, 9].

Установки с применением такого типа разряда могут найти широкое применение для очистки сточных вод, бассейнов и доочистки водопроводной воды.

Цель работы – сравнение электрических схем экспериментальных установок для получения микро- и наносекундных разрядов в газовых пузырях в воде, а также сравнение полученных экспериментальных результатов обеззараживания воды при помощи таких разрядов.

Электрические схемы экспериментальных установок. На рис. 1, а, б представлены электрические схемы экспериментальных установок для обработки воды при помощи микро- и наносекундных разрядов в газовых пузырях [2, 3].

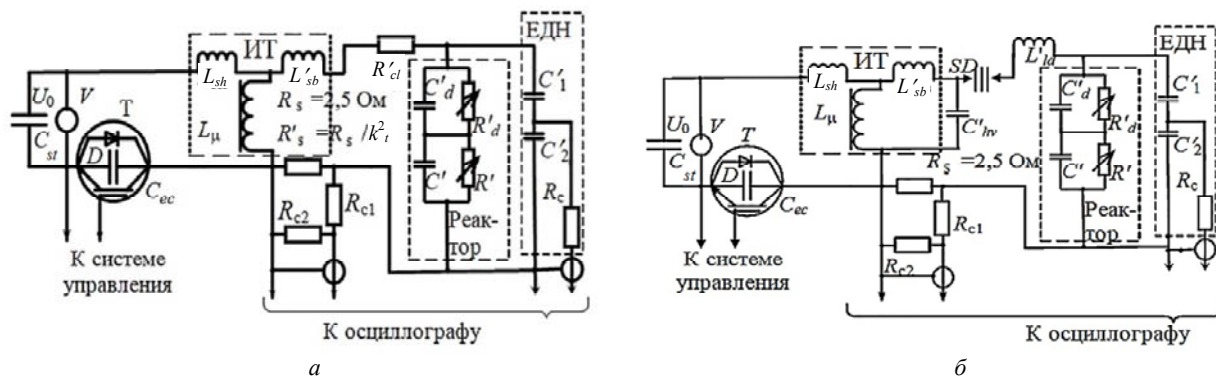


Рис. 1. Электрические схемы экспериментальных установок для обработки воды при помощи разрядов в газовых пузырях: а – микросекундных; б – наносекундных

На рис. 1, а, б емкость C_{st} заряжается от сети (220 В, 50 Гц) до напряжения U_0 . T – транзисторный ключ из IGBT – транзисторов типа IRG4PH50UD, работающий как размыкатель. Импульсный трансформатор (ИТ) по схеме Тесла представлен в виде схемы замещения, где L_μ – индуктивность намагничивания; L_{sh} , L'_{sb} – индуктивности рассеяния первичной и приведенная индуктивность рассеяния вторичной обмотки; D – встроенные в транзисторы обратные диоды IGBT-ключа; $C_{ec} \geq 1$ нФ – емкость «эмиттер–коллектор» IGBT-ключа; $C'_d < C_{ec} < C_{st}$; R'_s – приведенное сопротивление измерительного шунта в высоковольтном контуре генератора; $R_{c1} = 300$ Ом, $R_{c2} = 60$ Ом – согласующие сопротивления шунта $R_s = 2,5$ Ом; C'_1 , C'_2 – приведенные емкости высоковольтного и низковольтного плеч емкостного делителя напряжения (ЕДН) с согласующим сопротивлением R_c . При этом не приведенные (т.е. реальные) значения емкостей составляли $C_1 \approx 2,7 \cdot 10^{-12}$ Ф, $C_2 = 20,4 \cdot 10^{-9}$ Ф, а коэффициент деления ЕДН – $K_d \approx 7650$. В электрической схеме реактора C_d , R_d – емкость и нелинейное активное сопротивление разрядного промежутка (РП), а C , R – емкость и нелинейное активное сопротивление слоя воды между РП и низковольтным (заземленным) электродом (C'_d , R'_d , C' , R'' – приведенные к первичной обмотке ИТ значения этих величин) соответственно.

Принципиальные отличия электрических схем экспериментальных установок. В схеме на рис. 1, а использован токоограничивающий резистор с сопротивлением $R'_{cl} = 24$ кОм для защиты транзисторного ключа по току. Выделение активной мощности на резисторе приводит к дополнительным омическим потерям. $C_{st} = 940$ мкФ (2 конденсатора TAMIACON 470 мкФ параллельно), T – транзисторный ключ состоит из 2 включённых в параллель транзисторов. В схеме на рис. 1, б $C_{st} = 4230$ мкФ (9 конденсаторов TAMIACON 470 мкФ, параллельно), транзисторный ключ T состоит из четырех параллельно включенных транзисторов. Длительность импульса, фронт и форма определяются разрядным контуром $C_{hv} - SD - L_{ld} - (R_d \text{ в параллель с } C_d) - (R \text{ в параллель с } C) - R_{sh} - C_{hv}$. Обострение фронта импульсов происходит при срабатывании многоканального многозазорного искрового разрядника SD . Расстояние между зазорами 1 мм, есть возможность регулировки, число n зазоров $1 \leq n \leq 5$. Длительность импульсов определяется наличием в разрядном контуре малоиндуктивного емкостного накопителя энергии $C_{hv} = 150$ пФ, собранного из шести конденсаторов КВИ-2 емкостью 100 пФ каждый, рассчитанных на напряжение 20 кВ (две последовательные цепочки по три конденсатора в параллель). Все напряжение с C_{hv} прикладывается к

последовательно соединенным разряднику SD и разрядному промежутку РП в реакторе – газовому пузырю в воде. Индуктивность L_{id} нагрузочного разрядного контура составляет $L_{id} \approx 0,5$ мкГн.

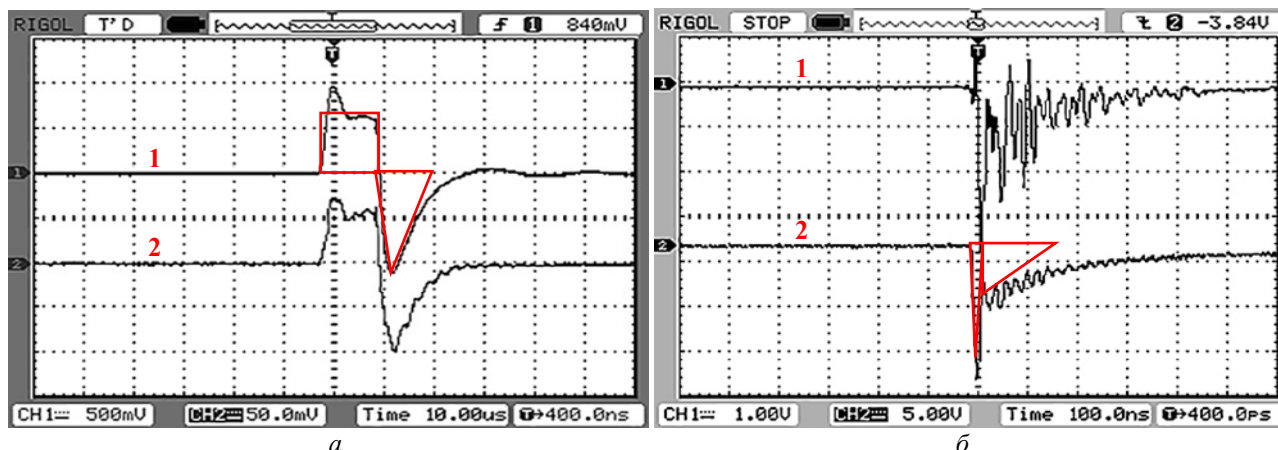


Рис. 2. Осциллограммы импульсов напряжения (кривые 1) и тока (кривые 2):
а – при микросекундных разрядах; б – при наносекундных разрядах

При микросекундных разрядах (см. рис. 2,а) амплитуда напряжения достигает 8 кВ, а амплитуда тока составляет 0,2 А при частоте следования импульсов $f \approx 2200$ Гц. Цена деления по оси процесса для осциллограмм напряжения составляет 4 кВ/дел, а для осциллограмм тока – 0,1 А/дел. Осциллограммы напряжения и тока в нагрузке (в виде рабочей камеры с водой, обрабатываемой микросекундными разрядами) имеют форму биполярных импульсов.

При наносекундных разрядах амплитуда (см. рис. 2,б) напряжение на нагрузке достигает 30 кВ, а амплитуда тока составляет 35 А при частоте следования импульсов $f \approx 2200$ Гц. Цена деления по оси процесса для осциллограмм напряжения составляет 7,9 кВ/дел, а для осциллограмм тока – 11,7 А/дел. При наносекундных разрядах форма импульсов напряжения и тока в нагрузке близка к затухающей экспоненте с крутым фронтом и с наложенными колебаниями. Для регистрации импульсов напряжения использовали ёмкостный делитель напряжения с коэффициентом деления $K_d = 7653$, а для регистрации импульсов тока – шунт с сопротивлением $R_s = 2,5$ Ом ($R_{c1} = 300$ Ом, $R_{c2} = 60$ Ом – согласующие сопротивления шунта). В качестве регистрирующего устройства использовался цифровой осциллограф RIGOL DS1102E с полосой пропускания 100 МГц.

Ток и напряжение на осциллограммах рис. 2,а,б близки по форме и практически не сдвинуты друг относительно друга по времени. В первом приближении можно считать, что нагрузка имеет активный характер и вся энергия W выделяется в рабочей камере. Рассчитаем энергию W , исходя из соотношения вида

$$W = \int_0^t U(t) \cdot i(t) dt.$$

Для оценочного расчета энергии положительную часть импульсов на рис. 2,а представим в виде двух прямоугольных областей со сторонами по оси времени $t_1 \approx 10$ мкс, а отрицательную – в виде двух треугольных областей с тем же размером основания по

Экспериментальные результаты. На рис. 2,а,б приведены осциллограммы импульсов напряжения (тока), полученные при обеззараживающей обработке воды при помощи микро- и наносекундных разрядов.

оси времени $t_2 \approx 10$ мкс. Тогда энергию W_μ импульса определим как сумму площадей выбранных областей $W_\mu \approx U \cdot I \cdot t_1 + 0,5 \cdot U \cdot I \cdot t_2 \approx 6000 \text{ В} \cdot 0,15 \text{ А} \cdot 10 \cdot 10^{-6} \text{ с} + 0,5 \cdot 8000 \text{ В} \cdot 0,2 \text{ А} \cdot 10 \cdot 10^{-6} \text{ с} \approx (0,009 + 0,008) \text{ Дж} \approx 17 \text{ мДж}$.

Осциллограммы рис. 2,б с наносекундными импульсами для оценочного расчета энергии импульса разобьем на треугольные области. Первые две треугольные области выберем на фронте, когда ток и напряжение на нагрузку достигают максимальных значений за время $t_1 \approx 10$ нс. Для учета энергии импульса, выделяемой в нагрузке на пологой части спада импульса, выберем вторые две треугольные области с длительностью по оси времени $t_2 \approx 150$ нс, где амплитуды напряжения и тока достигают значений $U_2 \approx 6$ кВ, $I_2 \approx 6$ А соответственно. Энергию W_n , выделяемую в каждом наносекундном импульсе, определим как сумму площадей выбранных областей $W_n \approx 0,5 \cdot U_1 \cdot I_1 \cdot t_1 + 0,5 \cdot U_2 \cdot I_2 \cdot t_2 \approx (0,5 \cdot 30000 \cdot 35 \cdot 10 \cdot 10^{-9} + 0,5 \cdot 6000 \cdot 6 \cdot 150 \cdot 10^{-9}) \approx (0,00525 + 0,0027) \text{ Дж} \approx 7,95 \text{ мДж}$.

Отношение энергии W_μ , выделяемой в нагрузке при каждом микросекундном импульсе, к энергии W_n , выделяемой в нагрузке при каждом наносекундном импульсе, в данной работе равно $W_\mu/W_n \approx 17/7,95 \approx 2,1$.

За счет увеличения электрической прочности разрядного промежутка в газовых пузырях при наносекундных импульсах удалось получить на нагрузке импульсные напряжения с амплитудой 30 кВ. Работа схемы без защитного сопротивления, увеличение электрической прочности промежутка и уменьшение емкостного сопротивления воды при наносекундных импульсах позволили, по сравнению с микросекундными импульсами, увеличить амплитуду тока в 175 раз и достичь ее значения в 35 А. Поэтому обеззараживающее и очищающее действие наносекундных импульсов лучше по сравнению с микросекундными импульсами. И это достигается при существенно меньшей энергии в наносекундном импульсе. В микросекундных импульсах большая часть энергии расходуется менее эффективно: степень обеззараживания воды меньше, а нежелательный нагрев воды больше.

На рис. 3,а,б показано свечение при наносекундных и микросекундных разрядах в газовых пузырях в воде. Установлено, что интенсивность свечения при



а



б

Рис. 3. Разряды в газовом пузыре: а – наносекундные импульсы; б – микросекундные импульсы

Проведено ряд экспериментов по микробиологическому обеззараживанию и очистке воды при помощи микро- и наносекундных разрядов в газовых пузырях. При очистке воды (забор образца производился из реки Харьков в объеме 3 л) при помощи микросекундных разрядов в газовых пузырях (см. рис. 2,а) время обработки составляло 10 минут, обрабатываемый объем 1,5 л (три порции по 0,5 л). Обработанную воду фильтровали бумажным фильтром перед отправкой в лабораторию (КП «Санэпидсервис», г. Харьков). Биохимическое потребление кислорода уменьшилось с 3,84 мгО₂/дм³ (в контрольном образце) до 3,67 мгО₂/дм³ (в обработанных образцах), при норме ≤6 мгО₂/дм³, т.е. удалось доочистить исходно достаточно чистую воду. Снизилась мутность воды, улучшились органолептические свойства воды. При обработке температура воды повышалась на 17-20 °С.

При обработке водопроводной воды, обсемененной бактериями *E.coli* с разведением 10⁸ в 3 л воды (в КП «Санэпидсервис», г. Харьков), при помощи наносекундных разрядов (см. рис. 2,б) в газовых пузырях, время обработки составило 7 минут, объем обрабатываемого материала 1,5 л (три порции по 0,5 л), достигнута полная (100 %-ная) инактивация бактерий. Температура обработанной воды повышалась на 7-8 °С.

Оценочная энергия, выделяемая в нагрузку при обработке воды с помощью разрядов в газовых пузырях в случае использования наносекундных разрядов, была примерно в 2,1 раза меньше, чем при использовании микросекундных разрядов. Поэтому и нагрев воды при наносекундных разрядах оказывается также меньше. Частота следования импульсов была одинакова для обоих режимов обработки, включающих соответственно нано- и микросекундные разряды.

Выводы. Результаты проведенных экспериментов по обеззараживанию и очистке воды при помощи микро- и наносекундных разрядов в газовых пузырях показали перспективность дальнейшего изучения и практического применения данных типов разрядов. Более перспективными для промышленного применения представляются наносекундные разряды. При использовании наносекундных разрядов достигнута полная инактивации бактерий *E.coli*, нагрев воды не-

значителен, а интенсивность широкополосного излучения при таких разрядах, по сравнению с микросекундными разрядами, выше вследствие больших амплитуд импульсных токов и амплитуд напряженностей импульсного электрического поля. Энергия в импульсе при наносекундных разрядах в 2,1 раза меньше, чем при микросекундных разрядах.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Gershman S., Mozhgina O., Belkind A., Becker K., Kunhardt E. Pulsed Electrical Discharge in Bubbled Water // Contributions to Plasma Physics. – 2007. – vol.47. – no. 1-2. – pp. 19-25. doi: 10.1002/ctpp.200710004.
2. Boyko N.I., Makogon A.V. Experimental plant for water purification with the help of discharges in gas bubbles // Technical Electrodynamics. – 2017. – no.5. – pp. 89-95. doi: 10.15407/techned2017.05.089.
3. Boyko N.I., Makogon A.V. Generator of high-voltage nanosecond pulses with repetition rate more than 2000 pulses per second for water purification by the discharges in gas bubbles // Technical Electrodynamics. – 2018. – no.4. – pp. 37-40. doi: 10.15407/techned2018.04.037.
4. Boyko M.I., Makogon A.V., Marynin A.I. Energy efficiency of the disinfection treatment of liquid foodstuffs by high-voltage pulse effects // Electrical engineering & electromechanics. – 2018. – no.3. – pp. 53-60. doi: 10.20998/2074-272X.2018.3.07.
5. Трофимова С.В., Иванова И.П., Бугрова М.Л. Анализ структурных изменений прокариотических и эукариотических клеток под действием излучения плазмы искрового разряда // Фундаментальные исследования. – 2013. – №4(часть 1). – С. 130-133.
6. Иванова И.П., Трофимова С.В., Пискарев И.М., Бурхина О.Е., Сысоева В.А., Карпель Вель Лейтнер Н. Исследование механизмов биоцидного действия излучения плазмы искрового разряда // Современные технологии в медицине. – 2012. – №3. – С. 12-18.
7. http://www.chem.msu.su/rus/handbook/redox/elem_dat/o.html.
8. Nazarenko O.B., Shubin E.G. Investigation of Electric Discharge Treatment of Water for Ammonium Nitrogen Removal // Proceedings of the 2nd Environmental Physics Conference. – 18-22 Feb. 2006, Alexandria, Egypt. – pp. 85-90.
9. Яворовский Н.А., Корнев Я.И., Прейс С.В., Пельцман С.С., Хаскельберг М.Б., Чен Б.Н. Импульсный барьерный разряд как метод обработки воды: активные частицы-окислители в водо-воздушном потоке // Известия Томского политехнического университета. – 2006. – Т.309. – №2. – С. 108-113.

REFERENCES

1. Gershman S., Mozgina O., Belkind A., Becker K., Kunhardt E. Pulsed Electrical Discharge in Bubbled Water. *Contributions to Plasma Physics*, 2007, vol.47, no. 1-2, pp. 19-25. doi: 10.1002/ctpp.200710004.
2. Boyko N.I., Makogon A.V. Experimental plant for water purification with the help of discharges in gas bubbles. *Technical Electrodynamics*, 2017, no.5, pp. 89-95. doi: 10.15407/techned2017.05.089.
3. Boyko N.I., Makogon A.V. Generator of high-voltage nanosecond pulses with repetition rate more than 2000 pulses per second for water purification by the discharges in gas bubbles. *Technical Electrodynamics*, 2018, no.4, pp. 37-40. doi: 10.15407/techned2018.04.037.
4. Boyko M.I., Makogon A.V., Marynin A.I. Energy efficiency of the disinfection treatment of liquid foodstuffs by high-voltage pulse effects. *Electrical engineering & electromechanics*, 2018, no.3, pp. 53-60. doi: 10.20998/2074-272X.2018.3.07.
5. Trofimova S.V., Ivanova I.P., Bugrova M.L. The analysis of structural changes of prokaryotic and eukaryotic cell under the influence of plasma spark radiation. *Fundamental research*, 2013, no.4(part 1), pp. 130-133. (Rus).
6. Ivanova I.P., Trofimova S.V., Piskaryov I.M., Burkhina O.E., Sysoeva V.A., Karpel Vel Leitner N. The Study of Bircidal Mechanisms of Spark Discharge Plasma Radiation. *Modern Technologies in Medicine*, 2012, no.3, pp. 12-18. (Rus).
7. Available at: http://www.chem.msu.su/rus/handbook/redox/elem_dat/o.html (accessed 13 June 2018). (Rus).
8. Nazarenko O.B., Shubin E.G. Investigation of Electric Discharge Treatment of Water for Ammonium Nitrogen Removal. *Proceedings of the 2nd Environmental Physics Conference*, 18-22 Feb. 2006, Alexandria, Egypt, pp. 85-90.
9. Iavorovskii N.A., Kornev Ya.I., Preis S.V., Pel'tsman S.S., Khaskel'berg M.B., Chen B.N. Pulsed barrier discharge as a method of water treatment: active particles-oxidizing agents in the water-air flow. *Bulletin of the Tomsk Polytechnic University*, 2006, vol.309, no.2, pp. 108-113. (Rus).

Поступила (received) 27.02.2019

Бойко Николай Иванович¹, д.т.н., проф.,
Макогон Артём Витальевич¹, аспирант,

¹ Национальный технический университет
«Харьковский политехнический институт»,
61002, Харьков, ул. Кирпичева, 2,
тел/phone +380 57 7076245, e-mail: qnaboyg@gmail.com

M.I. Boyko¹, A.V. Makogon¹

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

The micro- and nanosecond discharges in gas bubbles for water disinfection and purification.

Purpose. Comparison of electrical circuits of experimental plants for obtaining micro- and nanosecond discharges in gas bubbles in water and comparing the experimental results obtained for disinfecting water using such discharges. **Methodology.** To obtain high-voltage pulses on the load in the form of a gas bubbles and a layer of water with a frequency of more than 2000 pulses per second, a method of generating micro- and nanosecond pulses using high-voltage pulse generators based on a pulse transformer (PT) according to Tesla, with a transistor opening switch IGBT in the low-voltage part of the circuit. A current-limiting resistor with a resistance $R_{cl} = 24 \text{ k}\Omega$ is used to protect the transistor switch at microsecond discharges. At nanosecond discharges, a multi-gap spark gap is used to sharpen the front of high-voltage pulses. We used a capacitive voltage divider with a division factor of $K_d = 7653$ to measure voltage pulses, a shunt with a resistance of $R_s = 2.5 \text{ }\Omega$ for measuring current pulses. RIGOL DS1102E digital oscilloscope with a 100 MHz bandwidth was used as a recording device. **Results.** The effect of micro- and nanosecond discharges in gas bubbles on microorganisms was experimentally investigated. It was possible to reduce the biochemical oxygen consumption of water during microsecond discharges, reduce the turbidity of water, and improve its organoleptic qualities. The energy released in a single pulse with microsecond discharges $W_u \approx 17 \text{ mJ}$, with nanosecond discharges $W_n \approx 7.95 \text{ mJ}$. At nanosecond discharges, complete inactivation of *E.coli* bacteria was achieved. The disinfecting and purifying action of nanosecond pulses is better compared to microsecond pulses due to an increase in the amplitude of the pulsed voltage up to 30 kV, and a pulsed current of up to 35 A. **Originality.** The possibility of effective microbiological disinfection of water using nanosecond discharges in gas bubbles at low specific energy consumption has been experimentally shown. **Practical value.** The obtained experimental results on water disinfection using micro- and nanosecond discharges offer the prospect of industrial application of installations using such discharges for disinfecting and purification wastewater, swimming pools, and post-treatment of tap water. References 9, figures 3.

Key words: high-voltage generator, micro- and nanosecond pulses, discharge in gas bubbles in water, disinfection and water purification by discharges, inactivation of microorganisms.

Д.Г. Коліушко, С.С. Руденко, А.В. Плічко, В.І. Щербінін

МОДЕРНІЗАЦІЯ КОМПЛЕКСУ ТИПУ ІК-1У ДЛЯ ВИМІРЮВАННЯ ОПОРУ ЗАЗЕМЛЮВАЛЬНОГО ПРИСТРОЮ БЛИСКАВКОВІДВОДІВ ТА ОПОР ЛЕП

Метою роботи є створення вимірювального приладу для визначення опору заземлювальних пристроїв (ЗП) блискавковідводів та опор повітряних ліній електропередачі (ЛЕП) при дії аперіодичних імпульсів напруги з параметрами 1,2/50 мкс та струму з параметрами 8/20 мкс і 10/350 мкс. Для цього використано теорію електротехніки, програмні засоби моделювання перехідних процесів та методи натурального моделювання. Було визначено параметри елементів електричного кола додаткового формуючого блоку для створення грозових імпульсів струму з параметрами 10/350 мкс за допомогою вимірювального комплексу типу ІК-1У. Вдосконалено комплекс типу ІК-1У, що дозволило визначити імпульсний опір ЗП блискавковідводів та опор ЛЕП при дії імпульсів струму 10/350 мкс, 8/20 мкс та напруги 1,2/50 мкс. Модернізований прилад дозволяє проводити вимірювання відповідно з сучасними міжнародними вимогами. Бібл. 9, табл. 1, рис. 3.

Ключові слова: опір, заземлювальний пристрій, грозовий імпульс струму (напруги), вимірювальний комплекс.

Целью работы является создание измерительного прибора для определения сопротивления заземляющих устройств (ЗУ) молниеотводов и опор воздушных линий электропередачи (ЛЭП) при воздействии аperiodических импульсов напряжения с параметрами 1,2/50 мкс и тока с параметрами 8/20 мкс и 10/350 мкс. Для этого использовано теорию электротехники, программные средства моделирования переходных процессов и методы натурального моделирования. Были определены параметры элементов электрической цепи дополнительного формирующего блока для создания грозовых импульсов тока с параметрами 10/350 мкс с помощью измерительного комплекса типа ИК-1У. Усовершенствован комплекс типа ИК-1У, что позволило определять импульсное сопротивление ЗУ молниеотводов и опор ЛЭП при воздействии импульсов тока 10/350 мкс, 8/20 мкс и напряжения 1,2/50 мкс. Модернизированный прибор позволяет проводить измерения в соответствии с современными международными требованиями. Библ. 9, табл. 1, рис. 3.

Ключевые слова: сопротивление, заземляющее устройство, грозовой импульс тока (напряжения), измерительный комплекс.

Постановка проблеми. Забезпечення допустимих значень параметрів заземлювальних пристроїв (ЗП) електричних станцій та підстанцій, окремо встановлених блискавковідводів та опор повітряних ліній в межах, визначених нормативними документами, є необхідною умовою надійності роботи коштовного обладнання та електробезпеки персоналу. Для контролю стану ЗП електричних станцій та підстанцій в Україні найбільше розповсюдження отримала методика електромагнітної діагностики [1, 2]. Однією з процедур її експериментального етапу є визначення опору ЗП блискавковідводів, що встановлені окремо, та опор повітряних ліній з грозозахисним тросом. У вітчизняному нормативному документі [3] відсутнє поняття «імпульсного опору ЗП», проте у міжнародних вимогах, зокрема у [4-6], опір ЗП блискавковідводів та опор повітряних ліній визначається як «відношення пікового значення напруги на ЗП до пікового значення струму, що протікає по ЗП, при дії імпульсу струму з заданими часовими параметрами».

У світі існує низка приладів, які дозволяють визначити імпульсний опір ЗП. В [7] описано потужний стаціонарний генератор, що створює імпульси струму штучної блискавки амплітудою $\pm(100-200)$ кА для фундаментальних та прикладних досліджень. В [8, 9] представлено детальний аналіз існуючих найпоширеніших переносних приладів, серед яких: польські WG-407, WG-507 та MRU-200, японський PET-7, ZED-meter виробництва США, український ІК-1У та російський вимірювач імпедансу [8]. При цьому, слід зазначити, що серед перелічених приладів лише три дозволяють проводити вимірювання при імітації грозового імпульсу, а саме: WG-507 з імпульсом 4/10 мкс, MRU-200 – 4/10 мкс і 10/350 мкс, та ІК-1У з імпульсами 1,2/50 мкс і 8/20 мкс. Інші прилади дозволяють виконувати вимірювання при дії імпульсів струму або напруги з ненормованими параметрами з

тривалістю імпульсу від кількох до сотень мікросекунд та фронтом від десятків наносекунд до мікросекунд. Наприклад, PET-7 генерує імпульс з часом наростання 1 мкс та тривалістю 256 мкс або ZED-meter – імпульс прямокутної форми тривалістю 1,4 мкс. Серед перелічених вище комплекс ІК-1У має найбільший вимірювальний струм, значення якого в режимі короткого замикання становить 25 А в той час, як у інших вимірювальних струм знаходиться в діапазоні від 0,5 А до 5 А. Максимальна енергія вимірювального імпульсу приладу ІК-1У, яка складає 0,3 Дж, лежить в середині діапазону в порівнянні з іншими приладами, для яких вона змінюється від 0,017 Дж до 1 Дж [8].

Розроблений спеціалістами НДПКІ «Молнія» НТУ «ХПІ» комплекс ІК-1У призначений для вимірювання імпульсного опору ЗП блискавковідводів, що стоять окремо, та опор ліній електропередачі без відключення грозозахисного тросу. Прилад ІК-1У введений до державного реєстру і складається з генератору аперіодичних імпульсів ГАИ-3 (див. поз. 1 на рис. 1) та імпульсного вольтметра ВІ-6М (див. поз. 2 на рис. 1). Відповідно до сучасних міжнародних вимог [4-6] для моделювання прямого удару блискавки необхідно перевіряти реакцію ЗП на імпульс напруги 1,2/50 мкс та імпульс струму 10/350 мкс, а для імітації імпульсних струмів, наведених в металевих конструкціях та комунікаціях об'єкту при віддалених ударах блискавки – 8/20 мкс. Проведений аналіз показує, що в світі відсутні прилади, які здатні проводити універсальні вимірювання в усіх трьох вказаних вище режимах.

Метою роботи є створення вимірювального приладу для визначення опору ЗП блискавковідводів та опор повітряних ліній при дії аперіодичних імпульсів струму 8/20 мкс, 10/350 мкс та напруги 1,2/50 мкс.

© Д.Г. Коліушко, С.С. Руденко, А.В. Плічко, В.І. Щербінін

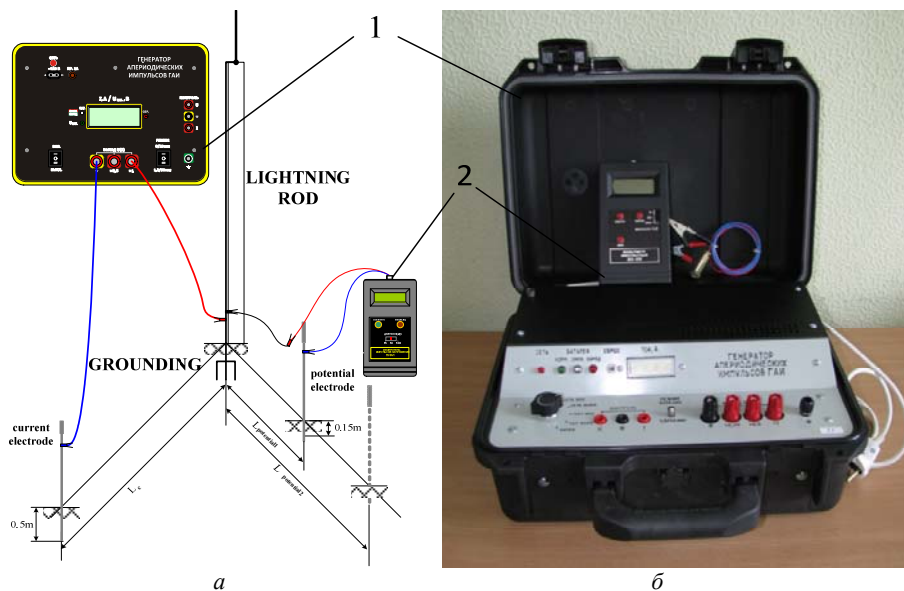


Рис. 1. Схема проведення вимірювань (а) та зовнішній вигляд (б) комплексу типу ІК-1У

Матеріали дослідження. Існують два шляхи досягнення поставленої мети:

- розробка нового приладу, який зможе працювати в трьох режимах формування вказаних імпульсів;
- вдосконалення існуючого приладу.

Перший шлях передбачає необхідність розробки нового схемотехнічного рішення. При цьому у випадку генерації імпульсу струму амплітудою 25 А при часових параметрах 10/350 мкс, як в приладі ІК-1У для режиму 8/20 мкс, ємність конденсаторів приладу має збільшитися з 2,35 мкФ до 7500 мкФ при збереженні робочої напруги 1 кВ з відповідною зміною формуючих елементів. Тобто, новий прилад матиме такі масогабаритні розміри, що буде або стаціонарним, або монтуватися на автомобільній базі. Це значно ускладнюватиме його використання в польових умовах в рамках виконання електромагнітної діагностики ЗП.

Другий шлях – вдосконалення існуючого комплексу типу ІК-1У за рахунок «розтягування» тривалості імпульсу струму в режимі 8/20 мкс при зменшенні його амплітуди. Це можливо досягти за рахунок розробки спеціального формуючого блоку та розширення діапазону вимірювання імпульсного вольтметра. Крім того, це дозволить мінімізувати витрати за рахунок збереження основних схемотехнічних рішень генератора.

Формуючий блок приладу запропоновано виконати у вигляді набору RLC- елементів, який має під'єднуватися до виходу генератора комплексу ІК-1У в режимі 8/20 мкс, що дозволить використовувати вже вироблені комплекси без їх доопрацювання. Для оцінки параметрів елементів формуючого блоку комплексу було зроблено наступні допущення: у зв'язку з тим, що період слідування імпульсів ІК-У значно перевищує необхідну тривалість імпульсу 350 мкс (частота слідування близько 3 Гц), можемо розглядати генератор ІК-1У як ємнісний накопичувач енергії С1 з відомим розрядним контуром (див. рис. 2,а). В режимі 8/20 мкс ємність складає 2,35 мкФ, початкова напруга на конденсаторі С1 – 1000 В, індуктивність $L1 = 56$ мкГн, а опір R1-R4 становить 1 Ом, 7,5 Ом, 6 Ом та 9 Ом відповідно. У якості навантаження виступає рези-

стор R1. Визначення параметрів елементів формуючого блоку комплексу виконувалося на основі розрахункової моделі в демоверсії програмного комплексу MicroCap. Для збільшення тривалості імпульсу струму до 350 мкс використано високоіндуктивний дросель L2, для забезпечення фронту тривалістю 10 мкс, введено формуючий конденсатор C2 та резистор R5, а резистор R6 згладжує коливальні процеси, що виникають в розрядному контурі.

Номінальні значення елементів L2, C2 та R6 були визначені в режимі аналізу перехідних процесів (Transient Analysis), з урахуванням існуючих номіналів реальних елементів. Результати моделювання роботи комплексу ІК-1У з формуючим блоком в режимі 10/350 мкс (див. рис. 2,б,в) показують відповідність поставленим умовам щодо часових параметрів, при цьому амплітуда струму буде не перевищувати 1,1 А, а максимальна напруга на елементах блоку буде становити: L2 та R6 по 600 В, C2 – не більше 10 В, а на R5 – не більше 5 В. Отримані значення було використано при виборі існуючих елементів. У якості C2 використано два послідовно з'єднаних полярних конденсатори з ємністю 47 мкФ та робочою напругою 25 В кожен, резистор R6 – 1,2 кОм типу МЛТ-0,125, дросель власного виготовлення (через відсутність промислових з індуктивністю 18 мГн), опором менше 0,5 Ом, робочою напругою до 500 В та струмом 1,1 А.

Як видно з результатів моделювання імпульсу, тривалість імпульсу складає 341 мкс при амплітуді 1,04 А, фронт імпульсу близько 12,8 мкс, що з врахуванням допуску $\pm 20\%$ [5] практично відповідає поставленим вимогам. Таким чином, за допомогою моделювання визначено параметри елементів формуючого блоку для імпульсу струму 10/350 мкс при використанні стандартного генератора вимірювального комплексу ІК-1У. Окрім того, пропонується при виробництві нових комплексів на основі приладу ІК-1У використати сучасні елементи живлення та типи конденсаторів, відповідно вдосконалити блок заряду та додати модуль контролю напруги живлення. Це дозволить зменшити кількість габаритних конденсаторів

з 21 до чотирьох, подовжити термін служби акумуляторного блоку ІК-1У, підвищить легкість монтажу та заміни акумуляторів. Запропоновані зміни дозволяють значно зменшити загальну вагу комплексу (з 14

кг до 5,5 кг). Крім того, перехід на більш сучасну елементну базу дозволяє звільнити місце в корпусі й вмонтовувати формуючий блок 10/350 мкс в існуючий комплекс ІК-1У, як його невід'ємний модуль.

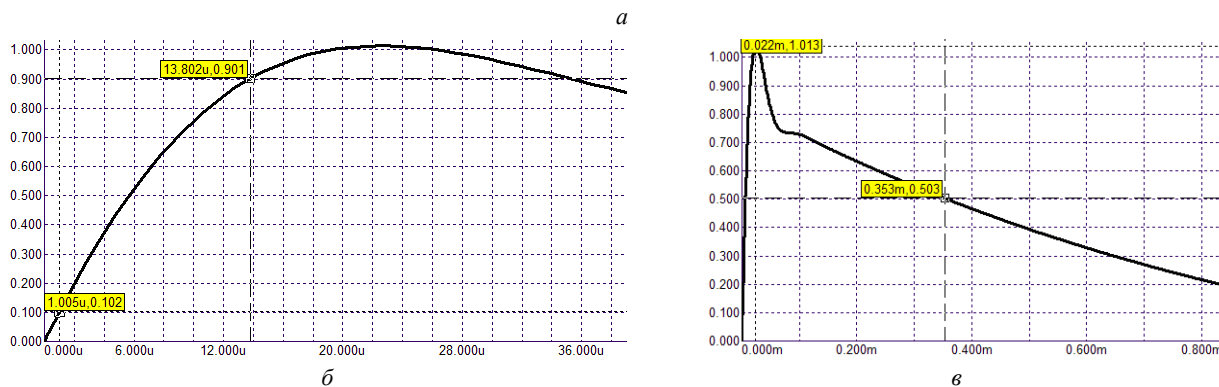
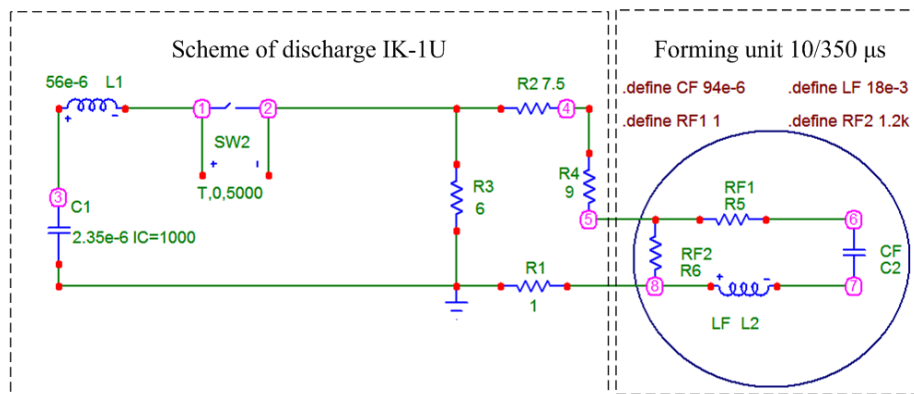


Рис. 2. Електрична схема розряду ІК-1У з формуючим блоком (а) та результат моделювання фронту імпульсу струму (б) і його тривалості (в) у програмному комплексі MicroCap

В табл. 1 наведено технічні характеристики вдосконаленого комплексу ІК-1У з формуючим блоком.

Таблиця 1

Характеристики комплексу ІК-1У

Найменування параметру або характеристики	Значення
Фронт імпульсу (за рівнями 0,1-0,9 від амплітуди), мкс	$1,2 \pm 0,1$; $8 \pm 0,8$; $10 \pm 2,0$
Тривалість імпульсу (за рівнем 0,5 від амплітуди), мкс	50 ± 5 ; 20 ± 4 ; 350 ± 35
Максимальна амплітуда імпульсів напруги, що генеруються, (в режимі 10/350 мкс), В	1000 (600)
Діапазон вимірювання амплітуди імпульсів напруги, В	від 0,5 до 200
Максимальна амплітуда імпульсів струму, що генеруються (в режимі 10/350 мкс), А	25 ± 5 ($1 \pm 0,05$)
Діапазон вимірів амплітуди імпульсів струму, А	від 0,1 до 25
Відносна похибка вимірювання амплітуди імпульсів струмів та напруги %, не більше	10
Живлення	від мережі; від вбудованого акумулятору

За результатами моделювання було створено макет формуючого блоку приладу у вигляді приставки та комплекс ІК-1У з модернізованою системою жив-

лення (див. рис. 3,а). На рис. 3,б та в наведено осцилограми фронту та тривалості імпульсу струму.

Зазначений макет пройшов тестування при виконанні електромагнітної діагностики стану ЗП понад 100 діючих електричних підстанцій України.

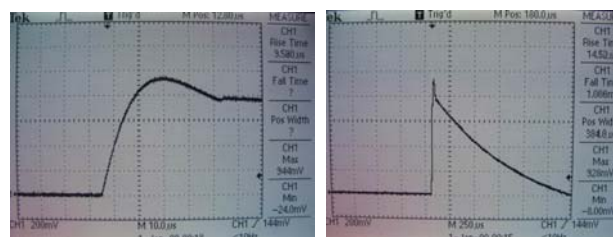


Рис. 3. Зовнішній вигляд формуючого блоку у вигляді приставки з ІК-1У (а) та осцилограми фронту імпульсу струму (б) і його тривалості (в)

Таким чином, використання формуючого блоку в комплексі ІК-ІУ дозволяє отримати імпульс струму з наступними часовими параметрами: тривалість фронту – 10 ± 2 мкс за рівнем 0,1-0,9 від амплітуди та тривалість імпульсу – 350 ± 35 мкс за рівнем 0,5 від амплітуди. Виконання модернізації комплексу типу ІК-ІУ дозволило отримати необхідний результат при мінімальних затратах з можливістю використання вже існуючих комплексів.

Висновки.

1. Проведено аналіз існуючих приладів для вимірювання опору ЗП та показана необхідність створення приладу з випробувальними імпульсами струму 8/20 мкс, 10/350 мкс та напруги 1,2/50 мкс.

2. Визначено параметри елементів формуючого блоку для імпульсу струму 10/350 мкс при використанні існуючого стандартного генератора вимірювального комплексу типу ІК-ІУ.

3. Виконано практичну реалізацію формуючого блоку та комплексу типу ІК-ІУ з сучасною елементною базою. Проведено тестування їх роботи на більш ніж 100 діючих енергооб'єктах України.

4. Модернізовано блок автономного живлення, що значно зменшило масу та габаритні розміри комплексу, а також дозволить вмонтовувати формуючий блок безпосередньо в корпус комплексу ІК-ІУ.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Випробування та контроль пристроїв заземлення електроустановок. Типова інструкція. СОУ 31.2-21677681-19:2009. – К.: Мінпаливенерго України, 2010. – 54 с.
2. Колюшко Д.Г., Руденко С.С. Аналіз методів контролю стану заземлювальних пристроїв діючих енергооб'єктів на сучасному етапі // Електротехніка і електромеханіка. – 2019. – №1. – С. 67-72. doi: 10.20998/2074-272X.2019.1.11.
3. Правила улаштування електроустановок. – Х. : «Форт», 2017. – 760 с.
4. IEC 61024-1:1990. Protection of structures against lightning. Part 1: General principles.
5. IEC 62305-1. Risk management. Protection against lightning. Part 1. General principles.
6. IEC 61643-1:2005 Low-voltage surge protective devices – Part 1: Surge protective devices connected to low-voltage power distribution systems – Requirements and tests.
7. Баранов М.И., Колюшко Г.М., Кравченко В.И., Рудаков С.В. Мощный высоковольтный генератор аperiodических импульсов тока искусственной молнии с нормированными по международному стандарту IEC 62305-1:2010 амплитудно-временными параметрами // Електротехніка і електромеханіка. – 2015. – №1. – С. 51-56. doi: 10.20998/2074-272X.2015.1.10.
8. Колобов В.В., Баранник М.Б., Селиванов В.Н. Новый прибор для измерения сопротивления заземляющих устройств опор ВЛ импульсным методом // Труды Кольского научного центра РАН. – 2016. – №5. – С. 38-55.
9. Джура Д.А., Селиванов В.Н. Приборы для измерения импульсного сопротивления заземляющих устройств // Труды Кольского научного центра РАН. – 2013. – №4. – С. 56-66.

REFERENCES

1. *Natsional'nyy standart Ukrainy. SOU 31.2-21677681-19:2009. Viprobuвання ta kontrol' 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 Ukrainy Publ., 2010. 54 p. (Ukr).
2. Koliushko D.G., Rudenko S.S. Analysis of methods for monitoring of existing energy objects grounding devices state at

the present stage. *Electrical engineering & electromechanics*, 2019, no.1, pp. 67-72. doi: 10.20998/2074-272X.2019.1.11.

3. *Pravyla ulashtuvannja elektroustanovok* [Electrical Installation Regulations]. Kharkiv, Fort Publ., 2017. 760 p. (Ukr).
4. IEC 61024-1:1990. Protection of structures against lightning. Part 1: General principles.
5. IEC 62305-1. Risk management. Protection against lightning. Part 1. General principles.
6. IEC 61643-1:2005. Low-voltage surge protective devices – Part 1: Surge protective devices connected to low-voltage power distribution systems – Requirements and tests.
7. Baranov M.I., Koliushko G.M., Kravchenko V.I., Rudakov S.V. A powerful high-voltage generator of aperiodic impulses of current of artificial lightning with the peak-temporal parameters rated on an international standard IEC 62305-1-2010. *Electrical Engineering & Electromechanics*, 2015, no.1, pp. 51-56. doi: 10.20998/2074-272X.2015.1.10.
8. Kolobov V.V., Barannik M.B., Selivanov V.N. A new device for measuring tower grounding resistance using the impulse method. *Trudy Kolskogo nauchnogo tsentra RAN*, 2016, no.5, pp. 39-55. (Rus).
9. Djura D.A., Selivanov V.N. Instruments to measure impulse response of grounding *Trudy Kolskogo nauchnogo tsentra RAN*, 2013, no.4, pp. 56-66. (Rus).

Поступила (received) 18.02.2019

Колюшко Денис Георгійович¹, к.т.н., с.н.с.,
Руденко Сергій Сергійович¹, к.т.н., с.н.с.,
Плічко Андрій Валерійович¹, м.н.с.,
Щербінін² В.І., к.ф.-м.н., с.н.с.

¹ Національний технічний університет «Харківський політехнічний інститут», 61002, Харків, вул. Кирпичова, 2, тел/phone +380 57 7076671, e-mail: nio5_molniya@ukr.net

² Національний науковий центр «Харківський фізико-технічний інститут», 61108, Харків, вул. Академічна, 1

D.G. Koliushko¹, S.S. Rudenko¹, A.V. Plichko¹, V.I. Shcherbinin²
¹ National Technical University «Kharkiv Polytechnic Institute», 2, Kyrpychova Str., Kharkiv, 61002, Ukraine.

² National Science Center «Kharkov Institute of Physics and Technology», 1, Akademicheskaya Str., Kharkov, 61108, Ukraine.

Modernization of the complex type IK-IU for measuring the impedance of the grounding device of a lightning arrester and supports of transmission lines.

Purpose. The creation of a measuring device for determining the impedance of the grounding of lightning arresters and supports of overhead lines under the influence of aperiodic pulses with the parameters 1.2/50 μ s, 8/20 μ s and 10/350 μ s. **Methodology.** For this purpose, electrical engineering theory, transient modeling software and natural modeling methods are used. **Results.** The parameters of the electrical circuits of the additional forming unit were determined to create lightning current pulses with parameters of 10/350 μ s using the IK-IU measuring complex. According to the simulation results, a layout of the forming unit in the form of an attachment and the IK-IU complex with the upgraded power supply system were created. Oscillograms of the front and pulse duration are obtained. The specified model was tested when performing electromagnetic diagnostics of the state of the RFP for more than 100 operating electrical substations. **Originality.** The measuring complex IK-IU was improved, which made it possible to determine the impulse impedance of the grounding device of lightning arresters when exposed to a current of 10/350 μ s, 8/20 μ s and of voltages 1.2/50 μ s. **Practical value.** Upgraded device allows measurements in accordance with modern international requirements. References 9, tables 1, figures 3.

Key words: impedance, grounding device, lightning current (voltage) pulse, measuring complex.

О.П. Лазуренко, О.М. Мороз, С.О. Тимчук, О.О. Мірошник, О.А. Савченко

ОПТИМІЗАЦІЯ КОНСТРУКТИВНИХ ПАРАМЕТРІВ АВТОТРАНСФОРМАТОРІВ В СХЕМІ ПЛАВЛЕННЯ ОЖЕЛЕДІ З БЕЗІНДУКТИВНИМ КОНТУРОМ НА ПОВІТРЯНИХ ЛІНІЯХ ЕЛЕКТРОПЕРЕДАЧ 6-10 КВ

Мета. Метою статті є визначення електричних характеристик та розроблення методу розрахунку і алгоритму оптимізації конструктивних параметрів автотрансформаторів, призначених для використання в схемі плавлення ожеледі з безіндуктивним контуром на повітряних лініях електропередач 6-10 кВ. *Методологія.* Розроблення техніко-економічної моделі та методу розрахунку конструктивних параметрів автотрансформатора плавлення ожеледі виконано на засадах системного підходу. Оптимізація конструкції автотрансформаторів плавлення ожеледі проведена з використанням комбінованого алгоритму на основі методу просторової сітки. *Результати.* Одержано електричні характеристики та оптимізовано конструктивні параметри серії автотрансформаторів, призначених для використання в схемі плавлення ожеледі з безіндуктивним контуром на повітряних лініях електропередач 6-10 кВ. *Наукова новизна.* Запропоновано метод розрахунку конструктивних параметрів автотрансформаторів плавлення ожеледі, особливістю якого є використання критерію мінімуму вартості активної частини та врахування зумовлених схемою вмикання автотрансформаторів технічних обмежень похибок за величиною та кутом вторинного струму. *Практичне значення.* Результати конструктивного розрахунку автотрансформаторів плавлення ожеледі є достатніми для впровадження їх серійного виробництва в промислових умовах. Бібл. 11, табл. 2, рис. 4.

Ключові слова: повітряна лінія електропередач, плавлення ожеледі, автотрансформатор плавлення ожеледі, техніко-економічна модель, оптимізація конструктивних параметрів.

Цель. Целью статьи является определение электрических характеристик и разработка метода расчета и алгоритма оптимизации конструктивных параметров автотрансформаторов, предназначенных для использования в схеме плавления гололеда с безиндуктивным контуром на воздушных линиях электропередачи 6-10 кВ. *Методология.* Разработка технико-экономической модели и метода расчета конструктивных параметров автотрансформатора плавки гололеда выполнена на основе системного подхода. Оптимизация конструкции автотрансформаторов плавки гололеда проведена с использованием комбинированного алгоритма на основе метода пространственной сетки. *Результаты.* Получены электрические характеристики и оптимизированы конструктивные параметры серии автотрансформаторов, предназначенных для использования в схеме плавки гололеда с безиндуктивным контуром на воздушных линиях электропередачи 6-10 кВ. *Научная новизна.* Предложен метод расчета конструктивных параметров автотрансформаторов плавки гололеда, особенностью которого является использование критерия минимума стоимости активной части и учет обусловленных схемой включения автотрансформаторов технических ограничений погрешностей по величине и углу вторичного тока. *Практическое значение.* Результаты конструктивного расчета автотрансформаторов плавки гололеда достаточны для внедрения их серийного производства в промышленных условиях. Библ. 11, табл. 2, рис. 4.

Ключевые слова: воздушная линия электропередачи, плавка гололеда, автотрансформатор плавки гололеда, технико-экономическая модель, оптимизация конструктивных параметров.

Вступ. На даний час найбільш ефективним шляхом захисту повітряних ліній електропередач (ПЛ) 6-10 кВ, які широко використовуються в ряді країн, від дії ожеледі є її плавлення [1]. Технологія плавлення ожеледі полягає у використанні певної схеми плавлення, яка на основі закону Джоуля–Ленца дозволяє досягти виділення в одиниці довжини проводу ПЛ теплової енергії, достатньої для розтоплення відкладень за прийнятний час, як правило близько 1 години. Для означення відповідної кількості теплової енергії в даній роботі використано термін «питома потужність плавлення ожеледі».

В схемах плавлення ожеледі часто застосовуються електросилові установки плавлення ожеледно-паморозевих відкладень (ОПВ), які узгоджують параметри енергосистеми з параметрами ліній [2]. Прикладом такої установки є автотрансформатор плавлення ожеледі (АПО), який вмикається за схемою плавлення, запропонованою в [3]. Як відомо, використання автотрансформаторів в порівнянні з трансформаторами, за рахунок наявності електричного зв'язку між обмотками, дозволяє суттєво зменшити потужність електричного апарату. Окрім цього, особливістю

запропонованої схеми плавлення є застосування безіндуктивного контуру, який дозволяє зменшити реактивну складову навантаження автотрансформатора практично до нуля.

На сьогоднішній день автотрансформатори, придатні для використання в запропонованій схемі плавлення ожеледі з безіндуктивним контуром, відсутні. Тому існує задача визначення електричних характеристик даних автотрансформаторів, розробки методу розрахунку та алгоритму оптимізації їх конструктивних параметрів.

Аналіз існуючих методів розрахунку силових трансформаторів та автотрансформаторів промислових серій [4-6] показав, що вони базуються на використанні критерію приведених витрат, який дозволяє встановити оптимальне співвідношення між капітальними та поточними витратами на трансформатор. Даний підхід не є доцільним для автотрансформаторів плавлення ожеледі, оскільки вони мають незначний сумарний річний час роботи (до 50-100 год). Врахування в методі розрахунку АПО поточних витрат приведе до зайвого ускладнення його техніко-економічної моделі і збільшення часу роботи алгори-

тму оптимізації. Окрім цього, існуючі методи розрахунку не враховують зумовлені схемою вмикання АПО обмеження за значенням кута між первинним та вторинним струмом (обмеження за кутовою похибкою) та за відносною різницею первинного та приведенного вторинного струму (обмеження за струмовою похибкою), які є важливими для АПО з точки зору забезпечення необхідної питомої потужності плавлення ожеледі.

Попередній аналіз показав, що залежності параметрів АПО від дискретних і безперервних незалежних змінних мають нелінійний характер, тому задача оптимізації конструкції такого автотрансформатора є задачею нелінійного програмування. Існує досить велика кількість алгоритмів вирішення даних задач [7-10]. Проте загальних методів вирішення задач нелінійного програмування в змішаному просторі дискретних і безперервних змінних на сьогоднішній день не розроблено. Характерний недолік існуючих методів полягає в тому, що вони не є універсальними. Застосування певних штучних прийомів дозволяє звести задачу до якого-небудь окремого типу. Одним з таких прийомів є перетворення незалежних змінних до одного типу, наприклад безперервного [10]. Але такий прийом може дати значні похибки при зворотному перетворенні змінних. Перетворення змінних до дискретного вигляду є більш прийнятним, оскільки безперервні змінні можна дискретизувати з малим кроком і одержати рішення з заданою точністю, але з великими витратами машинного часу. Проте, у разі багатоекстремального характеру цільової функції і наявності нелінійних обмежень на допустимій області рішень, практично всі методи дискретного програмування зводяться до суцільного перебору дискретних змінних. У роботі [11] запропоновано підхід до вирішення задачі нелінійного програмування для випадку дискретних і безперервних змінних в загальній постановці. Перевагою даного підходу є врахування специфіки конкретної системи та її математичної моделі, у зв'язку з чим він був прийнятий у якості основи для розробки комбінованого алгоритму оптимізації конструктивних параметрів автотрансформаторів плавлення ожеледі.

Метою досліджень є визначення електричних характеристик та розроблення методу розрахунку і алгоритму оптимізації конструктивних параметрів автотрансформаторів, призначених для використання в схемі плавлення ожеледі з безіндуктивним контуром на повітряних лініях електропередач 6-10 кВ.

Розрахунок електричних параметрів автотрансформаторів плавлення ожеледі. Для проведення оптимізації конструктивних параметрів АПО необхідно розрахувати їх бажані електричні характеристики. В [3] проведено аналіз електричних процесів в схемі плавлення ожеледі на основі автотрансформатора з безіндуктивним вторинним контуром. Показано, що запропонована схема дозволяє в режимі плавлення ожеледі збільшувати еквівалентний активний опір ПЛ в число разів

$$k_R = \frac{(1+k_I)^2(1-a)+a}{a(1-a)k_I^2}, \quad (1)$$

де k_I – коефіцієнт трансформації АПО за струмом; a – коефіцієнт співвідношення активних опорів зовнішньої та внутрішньої частин проводу

$$a = \frac{R}{R_e}, \quad (2)$$

де R, R_e – активний опір відповідно всього проводу та його зовнішньої частини.

Індуктивний опір лінії при цьому практично не змінюється.

В серії АПО було передбачено три типорозміри, які відрізняються максимальною довжиною ПЛ. Кожен з АПО призначений для плавлення відкладень на ПЛ з довжиною від деякого значення l_{\min} до значення l_{\max} . Для забезпечення необхідної питомої потужності плавлення на ПЛ з будь-якою довжиною в межах $l_{\min} \div l_{\max}$ передбачено регулювання коефіцієнта k_R . Це також дозволить оперативно регулювати кількість теплової енергії, яка виділяється в проводах ПЛ при зміні погодних умов, впливати на час плавлення ОПВ.

Як показали оціночні розрахунки, для отримання необхідних значень питомої потужності плавлення еквівалентний активний опір ПЛ повинен бути значно більшим від еквівалентного індуктивного опору, тому останнім можна знехтувати. Тоді значення коефіцієнта k_R , який повинен забезпечуватись АПО, може бути визначене виходячи з необхідної величини питомої потужності плавлення ожеледі $P_0=56$ кВт/км [1] на основі виразу

$$k_R \approx \frac{U^2}{3P_0 R_0 l^2}, \quad (3)$$

де U – номінальна напруга лінії, кВ; R_0 – питомий активний опір проводу, Ом/км; l – довжина ПЛ, км.

Далі на основі виразів, отриманих в [3], були розраховані основні електричні параметри АПО. Результати розрахунку наведені в табл. 1. Номінальні струми та напруги обмоток АПО приймалися рівними максимальним із значень, можливих під час роботи кожного з автотрансформаторів. Окрім цього, в табл. 1 наведено допустимі значення похибок за величиною вторинного струму та його фазою відносно первинного струму. Обмеження даних похибок зумовлене схемою вмикання автотрансформаторів [3] і є необхідним з точки зору забезпечення допустимого відхилення питомої потужності плавлення ожеледі, від якої залежить час плавлення відкладень і, як наслідок, успішність цього процесу. Для вказаних у табл. 1 граничних значень похибок можливе відхилення втрат потужності в провіді складає $\pm 10\%$.

Техніко-економічна модель автотрансформатора. Для розрахунку АПО використано основи методів, які застосовуються для розрахунку силових трансформаторів та автотрансформаторів, з деякими відмінностями. Так, оскільки витратами на експлуатацію АПО, про що зазначено вище, можна знехтувати, то в якості показника їх оптимізації запропоновано використати відносно простий критерій мінімуму вартості активної частини $C \rightarrow \min$.

Результати розрахунку основних електричних характеристик автотрансформаторів плавлення ожеледі, покладені в основу оптимізації їх конструктивних параметрів

Типорозмір АПО	Параметри АПО								
	Довжина лінії, для якої призначено АПО, км	Діапазон довжини лінії, км	Коефіцієнт збільшення активного опору (для проводу перерізом 70 мм ²)	Номінальний коефіцієнт трансформації за струмом	Номінальний струм первинної/вторинної обмоток, А	Номінальна потужність, кВА	Номінальна напруга первинної обмотки, В	Допустимі похибки	
								за значенням вторинного струму, %	за фазою вторинного струму, ° ел.
Типорозмір №1	4÷10	4÷4,7 4,7÷5,4 5,4÷6,3 6,3÷7,4 7,4÷8,6 8,6÷10	75,6 55,9 41,6 30,2 22,4 16,5	0,28 0,34 0,41 0,51 0,63 0,79	110/182	2000	6000	-5,4	±10
Типорозмір №2	4÷16	4÷4,7 4,7÷5,4 5,4÷6,3 6,3÷7,4 7,4÷8,6 8,6÷10 10÷11,7 11,7÷13,7 13,7÷16	75,6 55,9 41,6 30,2 22,4 16,5 12,0 8,8 6,6	0,28 0,34 0,41 0,51 0,63 0,79 1,04 1,40 1,99	174/182	3200	6000	-5,4	±10
Типорозмір №3	4÷25	4÷4,7 4,7÷5,4 5,4÷6,3 6,3÷7,4 7,4÷8,6 8,6÷10 10÷11,7 11,7÷13,7 13,7÷16 16÷18,5 18,5÷21,5 21,5÷25	75,6 55,9 41,6 30,2 22,4 16,5 12,0 8,8 6,6 4,8 4,1 3,5	0,28 0,34 0,41 0,51 0,63 0,79 1,04 1,40 1,99 3,23 4,67 7,83	207/182	3200	6000	-5,4	±10

Як зазначено вище, для АПО повинні бути забезпечені на належному рівні похибки – кутова та за струмом

$$f_I \leq f_{Ia}, \quad (4)$$

$$\delta_I \leq \delta_{Ia}. \quad (5)$$

АПО повинен також характеризуватись певними значеннями температури перегрівання обмоток (первинної Δt_1 та вторинної Δt_2) над навколишнім повітрям, які повинні бути не більшими за допустиме значення для прийнятого класу ізоляції F АПО $\Delta t_a = 140$ °С (з урахуванням найбільшої можливої температури повітря під час плавлення ожеледі $t_{air} = 0$ °С)

$$\Delta t_1 \leq \Delta t_a, \quad (6)$$

$$\Delta t_2 \leq \Delta t_a. \quad (7)$$

Перевірка на нагрівання обмоток під час короткого замикання проводилась після детального розрахунку АПО.

Таким чином, задача проектування оптимального АПО полягає в мінімізації цільової функції з урахуванням заданих обмежень. Техніко-економічна модель оптимальної конструкції АПО має вигляд системи:

$$\begin{cases} C \rightarrow \min; \\ f_I \leq f_{Ia}; \\ \delta_I \leq \delta_{Ia}; \\ \Delta t_1 \leq \Delta t_a; \\ \Delta t_2 \leq \Delta t_a. \end{cases} \quad (8)$$

АПО передбачено виконати трифазними, з літою ізоляцією та просторовою нерозрізною магнітною системою, яка дозволяє отримати рівність струмів намагнічування, а отже і похибок АПО, у всіх трьох фазах, а це, в свою чергу, усуває відмінність у втратах потужності в режимі плавлення в проводах різних фаз [6]. Для виконання осердя АПО прийнято холоднокатану анізотропну сталь марки 3405, яка характеризується прийнятними магнітними властивостями при помірній ціні. Ізоляційні відстані АПО були прийняті на основі існуючого досвіду проектування трансформаторів та діючих стандартів.

Аналіз показав, що до незалежних змінних, якими можна описати конструкцію АПО, входять: d – діаметр стрижня автотрансформатора; b_1 , b_2 , h_1 , h_2 – розміри обмотувального проводу первинної та вто-

ринної обмоток; n_1, n_2 – число паралельних проводів в обмотках; N_{11} – число шарів первинної обмотки; B – магнітна індукція в стрижнях магнітної системи. Для трифазного АПО одержано залежності для цільової функції, а також основних характеристик, у тому числі тих, які підлягають обмеженню, від незалежних змінних. За винятком незначних відмінностей, вони відповідають відомим виразам, які наведені в спеціалізованій літературі з проектування та розрахунку силових трансформаторів, зокрема [4-6]. У зв'язку зі значною громіздкістю цих залежностей та їх очевидністю, в даній роботі вони не наводяться.

Оптимізація конструктивних параметрів автотрансформаторів плавлення ожеledі. Вихідними даними для оптимізації конструктивних параметрів АПО є їх електричні характеристики, наведені в табл. 1, а також параметри вибраних електротехнічних матеріалів.

Аналіз незалежних змінних показує, що серед змінних, що дискретно змінюються, можна виділити дві групи. Перша – це змінні, які можуть приймати значення з типорозмірного ряду (d, h_1, h_2, b_1, b_2), друга – це цілочисельні змінні (N_{11}, n_1, n_2). Третю групу складає змінна, що безперервно змінюється, B . Таким чином, в задачі присутні три групи змінних, для варіації яких можна використовувати схеми різних методів.

За основу було взято підхід з використанням методу просторової сітки, запропонований в [11]. Даний підхід не накладає обмежень ні на тип змінних, ні на критерій ефективності. Укрупнена структура комбінованого алгоритму являє собою три вкладених один в одного етапи (рис. 1).

Перший (зовнішній) етап алгоритму реалізує зміну тих незалежних змінних, які приймають значення з типорозмірного ряду, тобто фіксується конструкція трансформатора для внутрішніх етапів. На даному етапі має сенс заміна змінних. Область значень кожної змінної обмежується типорозмірним рядом вигляду

$$\begin{cases} d = \{d_i\}, i=1, \dots, n_d; \\ h_1 = \{h_{1j}\}, j=1, \dots, n_h; \\ h_2 = \{h_{2p}\}, p=1, \dots, n_h; \\ b_1 = \{b_{1k}\}, k=1, \dots, n_b; \\ b_2 = \{b_{1m}\}, m=1, \dots, n_b. \end{cases} \quad (9)$$

Кожному елементу типорозмірного ряду ставиться у відповідність його порядковий номер (індекс). Зважаючи на однозначну відповідність індексу елементу типорозмірного ряду, можна в якості незалежних змінних оптимізації прийняти їх індекси. Задача оптимізації на даному етапі може розв'язуватися в просторі цілочисельних змінних i, j, p, k, m .

Другий (середній) етап реалізує зміну цілочисельних незалежних змінних.

На третьому (внутрішньому) етапі здійснюється варіювання безперервної змінної, оскільки, за фіксованих конструктивних параметрів, цільова функція є безперервною. На внутрішньому циклі здійснюється

розрахунок цільової функції системи і перевірка обмежень на допустиму область рішень.

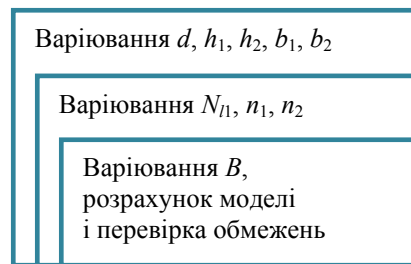


Рис. 1. Структура комбінованого алгоритму оптимізації АПО

Структура етапів, за якої для кожного поєднання значень незалежних змінних зовнішнього етапу знаходиться оптимальне для цих поєднань рішення внутрішніх етапів, приводить до реалізації принципу оптимальності Белмана на рівні структури алгоритму.

Для визначення можливості застосування на різних етапах алгоритму оптимізації методів, відмінних від методу сіток, було проведено дослідження залежності цільової функції від незалежних змінних. Аналізуючи характер залежності цільової функції від змінної B (рис. 2,а), можна відзначити, що в даному випадку функція є унімодалною. Для пошуку мінімуму цільової функції на третьому етапі комбінованого алгоритму можна скористатися схемою методу однонаправленого пошуку, причому принцип мінімакса реалізується для руху від максимального значення B до мінімального, оскільки мінімум цільової функції знаходиться поблизу максимального значення B . Максимальне значення індукції приймалось рівним $B = 1,8$ Тл, оскільки більші значення для прийнятої марки сталі приводять до суттєвого зростання напруженості магнітного поля, яка, в свою чергу, викликає збільшення струму намагнічування і, як наслідок, похибок автотрансформатора. Більші значення індукції також викликають різке збільшення питомих втрат в сталі та її інтенсивне нагрівання. Для врахування обмежень функціонального типу, накладених на область значень цільової функції, раціонально скористатися функцією штрафу. Вона в даному випадку може бути достатньо простою, наприклад константою, величина якої є явно більшою від реальних значень цільової функції. Зважаючи на очевидну простоту, блок-схема третього етапу комбінованого алгоритму оптимізації не наводиться.

Аналіз характеру залежності цільової функції від змінних N_{11}, n_1, n_2 (рис. 2,б,в) показує, що в даному випадку цільова функція не є унімодалною. Тому на другому етапі комбінованого алгоритму оптимізації слід скористатися схемою якого-небудь методу пошуку глобального оптимуму. Область варіації змінних на даному етапі відносно невелика. Тому перевага була віддана методу сканування (варіанту методу повного перебору поєднань значень змінних). Врахування обмежень функціонального типу відбувається автоматично, оскільки для кожного поєднання значень змінних N_{11}, n_1, n_2 розв'язується задача третього етапу оптимізації, де обмеження вже враховані. Алгоритм методу сканування добре відомий і його блок-схема також не наводиться.

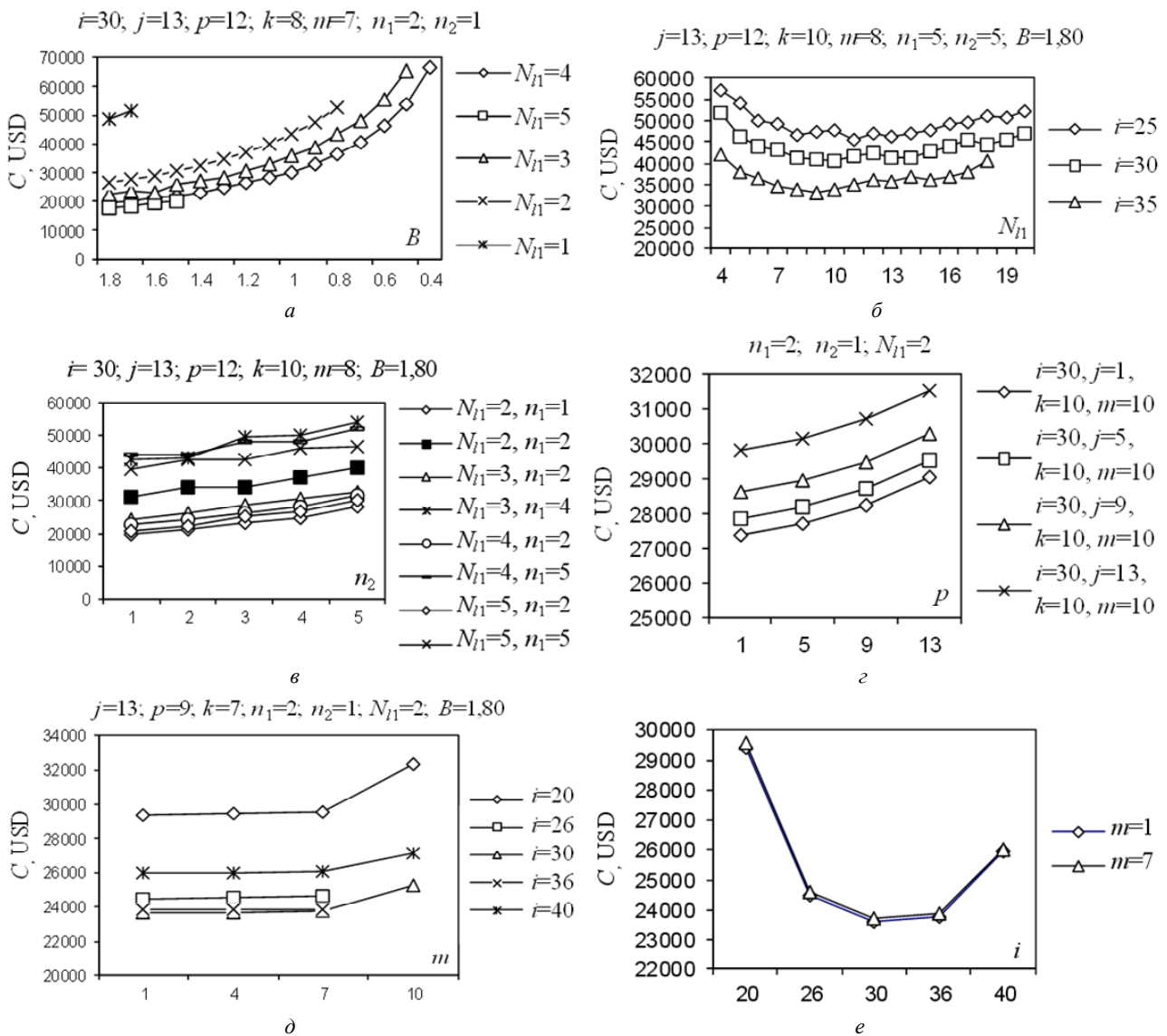


Рис. 2. Попередні дослідження цільової функції C (USD – дол. США)

Дещо більше зацікавлення викликає визначення методу оптимізації для першого етапу комбінованого алгоритму. Область зміни незалежних змінних достатньо велика (наприклад, $i = 1, \dots, 56$), що робить неефективним застосування методу сканування. В той же час, аналіз характеру залежності цільової функції від незалежних змінних на даному етапі (рис. 2, з, д, е) показує, що дана функція є квазівипуклою. Цей факт дає право відійти від схеми методу повного перебору поєднань значень змінних. Пропонується застосувати схему методу просторової сітки зі змінним кроком, адаптувавши його для випадку цілочисельних змінних (крок сітки не може бути дрібним).

У загальному випадку збіжність методу просторової сітки залежить від вибору початкового кроку сітки і закону, за яким цей крок змінюється у міру звуження області пошуку оптимуму. Розрахункові дослідження збіжності розробленого варіанту алгоритму методу просторової сітки (рис. 3, 4) показали, що від величини початкового кроку сітки збіжність практично не залежить, але істотно залежить швидкість збіжності. Мінімальний час пошуку оптимуму відпо-

відає таким значенням початкового кроку сітки, за яких число вузлів сітки буде рівне одному з чисел ряду Фібоначчі, а саме – за числа вузлів по змінній $i - 8$, по $j, p, k, m - 5$ час розрахунку складає близько 7 хв. Відносно закону зменшення кроку сітки, то в даному випадку застосований найбільш досліджений метод дихотомії.

Запропонований комбінований алгоритм оптимізації було реалізовано в середовищі Delphi. Результати оптимізації конструктивних параметрів АПО наведені в табл. 2.

Як видно з результатів розрахунку, допустима область рішень для кожного з АПО пов'язана в першу чергу з температурою перегрівання обмоток, яка в ряді випадків практично відповідає допустимій. Відносно високе значення допустимої температури перегрівання $\Delta t_a = 140$ °С, яке пов'язане з особливостями роботи АПО (розрахункова температура повітря $t_{air} = 0$ °С), а також зовнішнє розміщення вторинної обмотки, зумовило досить високі значення густини струму в ній. Магнітна індукція в осерді АПО близька до максимальної. Для типорозміру автотрансформа-

тора №3 магнітна індукція виявилась дещо нижчою, що пояснюється активністю обмеження за струмовою похибкою.

Таблиця 2
Результати оптимізації конструктивних параметрів автотрансформаторів плавлення ожеледі

Параметри АПО	Значення параметра для типорозміру АПО		
	№1	№2	№3
<i>Магнітна система:</i>			
Діаметр стрижня, мм	380	450	560
Довжина стрижня, мм	1464	1604	1998
Відстань між вісями стрижнів, мм	694	793	927
Маса сталі сумарна, кг	5082	7931	14952
Магнітна індукція в сталі, Тл	1,80	1,80	1,78
<i>Обмотки:</i>			
Число шарів первинної обмотки	3	4	1
Число шарів вторинної обмотки	1	2	6
Число проводів первинної обмотки	2	4	4
Число проводів вторинної обмотки	2	1	3
Радіальний розмір проводу обмотки I, мм	5,60	5,60	4,50
Вісьовий розмір проводу обмотки I, мм	11,20	11,20	6,30
Радіальний розмір проводу обмотки II, мм	2,00	3,15	5,60
Вісьовий розмір проводу обмотки II, мм	4,00	11,20	6,30
Число витків первинної обмотки	180	130	71
Максимальне число витків вторинної обмотки	142	260	555
Температура перегрівання первинної обмотки, °С	138	133	112
Температура перегрівання вторинної обмотки, °С	140	134	139
Густина струму у первинній обмотці, А/мм ²	0,88	0,69	1,83
Густина струму у вторинній обмотці, А/мм ²	11,27	5,14	1,70
<i>Номинальні електричні параметри:</i>			
Первинний струм, А	110	174	207
Вторинний струм, А	182	182	182
Похибка за значенням вторинного струму, %	-1,0	-1,5	-3,3
Похибка за кутом вторинного струму, ° ел.	0,9	1,3	2,8
<i>Загальні параметри АПО:</i>			
Маса автотрансформатора, кг	7915	12812	24980
Собівартість автотрансформатора, дол. США	18159	29328	57319

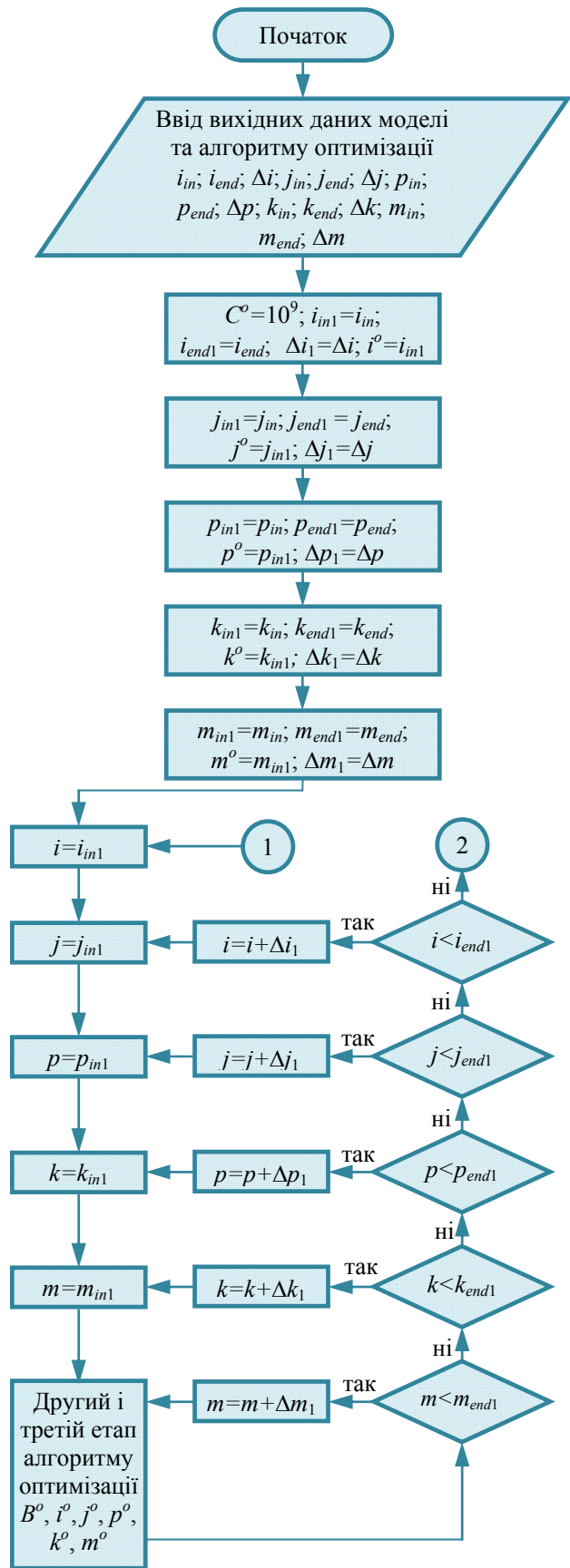


Рис. 3. Блок-схема першого етапу комбінованого алгоритму оптимізації

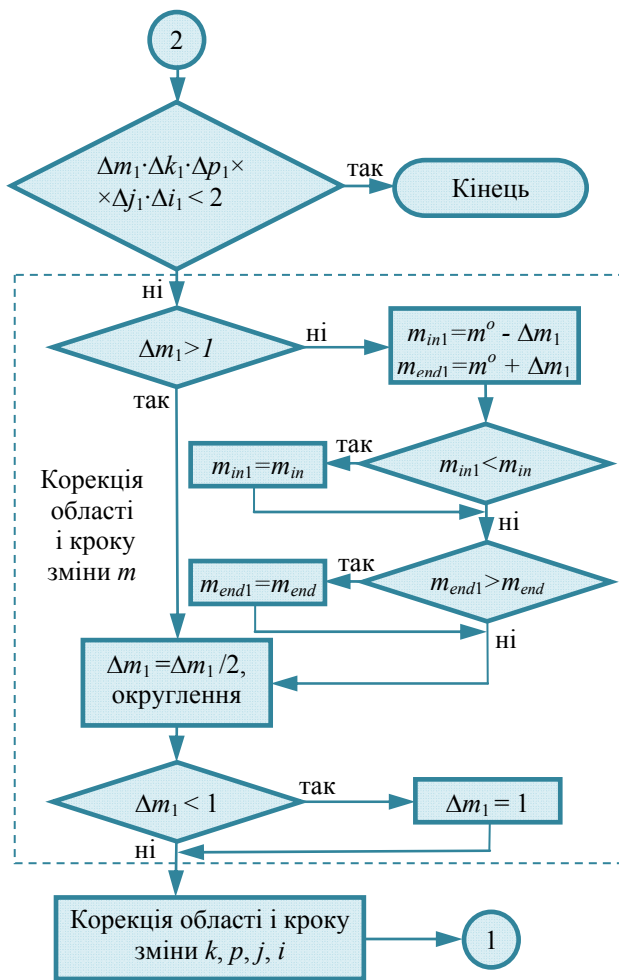


Рис. 4. Блок-схема першого етапу комбінованого алгоритму оптимізації (продовження)

Висновки.

1. Розраховано електричні характеристики автотрансформаторів, призначених для використання в схемі плавлення ожеледі з безіндуктивним контуром на повітряних лініях електропередач 6-10 кВ, які було покладено в основу оптимізації їх конструктивних параметрів.

2. Розроблена техніко-економічна модель автотрансформатора плавлення ожеледі, яка описується дев'ятьма незалежними змінними. Запропоновано метод розрахунку та комбінований алгоритм оптимізації конструктивних параметрів автотрансформаторів плавлення ожеледі. Особливістю запропонованого методу розрахунку є використання критерію мінімуму вартості активної частини та врахування зумовлених схемою вмикання автотрансформаторів технічних обмежень похибок за величиною та кутом вторинного струму.

3. На основі отриманих електричних характеристик оптимізовано конструктивні параметри автотрансформаторів, призначених для використання в схемі плавлення ожеледі з безіндуктивним контуром на повітряних лініях електропередач 6-10 кВ. В серії автотрансформаторів передбачено три типорозміри, які відрізняються максимальною довжиною лінії електропередач. Густина струму в первинній обмотці автотрансформаторів складає близько 1 А/мм², тоді як у вто-

ринній коливается в межах від 1,7 до 11,3 А/мм², що пояснюється різними умовами охолодження обмоток. Магнітна індукція в магнітопроводах складає близько 1,8 Тл. Результати конструктивного розрахунку є достатніми для впровадження серійного виробництва автотрансформаторів плавлення ожеледі в промислових умовах.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Farzaneh M. *Atmospheric Icing of Power Networks*. – Berlin: Springer, 2008. – 381 p.
2. Научно-технический отчет по теме «Выбор способов и разработка целесообразных схем плавки гололеда на ВЛ различных классов напряжения в Молдавской энергосистеме». – Кишинев: НТЦ «Техинформэнерго», 2001. – 132 с.
3. Білаш І.П., Савченко О.А. Аналіз електричних процесів в пристрої захисту повітряних ЛЕП від відкладень ожеледі та паморозі // Вісник ХДТУСГ. – 2003. – Вип. 19: в 2-х т. – Т.1. – С. 91-98.
4. Бики М.А. Проектирование силовых трансформаторов. Расчеты основных параметров. – М.: Знак, 2013. – 612 с.
5. Del Vecchio R.M., Poulin B., Feghali P.T., Shah D.M., Ahuja R. *Transformer design principles: with applications to core-form power transformers*. – New York: CRC Press, 2001. – 599 p.
6. Тихомиров П.М. Расчет трансформаторов: учеб. пособие для вузов. – 5-е изд., перераб. и доп. – М.: Энергоатомиздат, 1986. – 528 с.
7. Bazaraa M.S., Sherali H.D., Shetty C.M. *Nonlinear programming: theory and algorithms*. – New Jersey: John Wiley & Sons, 2006. – 853 p.
8. Тимчук С.А., Сиротенко М.А. Алгоритм поиска оптимальных параметров системы повышения надёжности в разветвлённых распределительных сетях 10 кВ // Східно-Європейський журнал передових технологій. – 2015. – Т.6. – №8(78). – С. 4-10. doi: 10.15587/1729-4061.2015.54626.
9. Бородакий Ю.В., Загребяев А.М., Крицына Н.А., Кулябичев Ю.П., Шумилов Ю.Ю. Нелинейное программирование в современных задачах оптимизации: учебн. пособие. – М.: НИЯУ «МИФИ», 2011. – 244 с.
10. Рубан А.И., Михалев А.С. Глобальная оптимизация с селективным усреднением смешанных переменных: непрерывных и дискретных при упорядоченных возможных значениях // Научный вестник НГТУ. – 2017. – 3(68). – С. 126-141. doi: 10.17212/1814-1196-2017-3-126-141.
11. Тимчук С.А. Способ построения алгоритма решения задачи нелинейного программирования // Вісник ХДТУСГ. – 2004. – Вип. 23. – С. 128-134.

REFERENCES

1. Farzaneh M. *Atmospheric Icing of Power Networks*. Berlin, Springer, 2008. 381 p.
2. *Scientific and technical report on the topic «Choice of methods and development of suitable schemes for the melting of ice on the OPL of various voltage classes in the Moldovan energy system»*. Chisinau, STC «Techinformenergo» Publ., 2001. 132 p. (Rus).
3. Bilash I.P., Savchenko O.A. Analysis of electrical processes in the device for protecting air power lines from deposits of ice and frost. *Bulletin of Kharkiv State Technical University of Agriculture*, 2003, no.19, vol.1, pp. 91-98. (Ukr).
4. Biki M.A. *Proektirovanie silovykh transformatorov. Raschety osnovnykh parametrov* [Design of power transformers. Calculations of the main parameters]. Moscow, Znak Publ., 2013. 612 p. (Rus).
5. Del Vecchio R.M., Poulin B., Feghali P.T., Shah D.M., Ahuja R. *Transformer design principles: with applications*

to core-form power transformers. New York, CRC Press, 2001. 599 p.

6. Tikhomirov P. M. *Raschet transformatorov* [Calculation of transformers]. Moscow, Energoatomizdat Publ., 1986. 582 p. (Rus).

7. Bazaraa M.S., Sherali H.D., Shetty C.M. *Nonlinear programming: theory and algorithms*. New Jersey, John Wiley & Sons, 2006. 853 p.

8. Timchuk S. A., Sirotenko M. A. The search algorithm for optimal reliability increasing system parameters in 10 kV branched distribution networks. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*, 2015, vol.6, no.8(78), pp. 4-10. (Rus). doi: 10.15587/1729-4061.2015.54626.

9. Borodakii Yu.V., Zagrebaev A.M., Kritsyna N.A., Kuliabichev Yu.P., Shumilov Yu.Yu. *Nelineinoe programmirovaniye v sovremennykh zadachakh optimizatsii* [Nonlinear programming in modern optimization problems]. Moscow, NIIaU «MIFI» Publ., 2011. 244 p. (Rus).

10. Ruban A.I., Mikhalev A.S. Global optimization with selective averaging of mixed variables: continuous and discrete with the ordered possible values. *Science Bulletin of the Novosibirsk State Technical University*, 2017, no.3(68), pp. 126-141. (Rus). doi: 10.17212/1814-1196-2017-3-126-141.

11. Timchuk S.A. A method for constructing an algorithm for solving a nonlinear programming problem. *Bulletin of Kharkiv State Technical University of Agriculture*, 2004, no.23, pp. 128-134. (Rus).

Поступила (received) 12.02.2019

Лазуренко Олександр Павлович¹, к.т.н.,

Мороз Олександр Миколайович², д.т.н.,

Тимчук Сергій Олександрович², д.т.н.,

Мірошник Олександр Олександрович², д.т.н.,

Савченко Олександр Анатолійович², к.т.н.,

¹ Національний технічний університет

«Харківський політехнічний інститут»,

61002, Харків, вул. Кирпичова, 2,

тел/phone +380 57 7076585, e-mail: lazurenkoop@i.ua

² Харківський національний технічний університет

сільського господарства ім. Петра Василенка,

61002, Харків, вул. Алчевських, 44,

тел/phone +380 57 7123432, e-mail: savoa@ukr.net

O.P. Lazurenko¹, O.M. Moroz², S.O. Tymchuk²,

O.O. Miroshnyk², O.A. Savchenko²

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

² Kharkiv Petro Vasylenko National Technical University of
Agriculture,
44, Alchevskyyh Str., Kharkiv, 61002, Ukraine.

Optimization of design parameters of autotransformers in ice melting scheme with non-inductive circuit on 6-10 kV overhead power lines.

Purpose. The purpose of the paper is to determine the basic electrical characteristics and to develop a calculation method and algorithm for optimizing the design parameters of autotransformers intended for use in a melting ice scheme with a non-inductive circuit on 6-10 kV overhead power lines. **Methodology.** The development of the technical and economic model and the method for calculation of the design parameters of the autotransformer for melting ice is performed on the basis of a systematic approach. Optimization of structural characteristics of autotransformers is carried out using a combined algorithm based on the spatial grid method, adapted to the case of a mixed space of discrete and continuous independent variables, and the specifics of the technical and economic model of the autotransformer. The proposed combined optimization algorithm is implemented in the Delphi environment. **Results.** Based on the required specific melting power, the main electrical characteristics of autotransformers intended for use in the melting ice scheme with a non-inductive circuit on 6-10 kV overhead lines, which were the basis for optimizing their design parameters, have been calculated. The technical and economical model of autotransformer for melting ice, which is defined by nine independent variables and describes its cost and technical parameters, is developed. On the basis of the obtained electrical characteristics, optimization of the design parameters of a series of autotransformers is carried out, which includes three standard sizes, differing in maximum length of the transmission line. **Originality.** A method of calculation of structural parameters of autotransformers for ice melting is proposed, the peculiarity of which is the use of the criterion of the minimum of the cost of the active part and taking into account the conditioned by the circuit of connection of the autotransformers the technical restrictions of errors on the value and angle of secondary current, which are important from the point of view of ensuring the permissible deviation of the specific power of melting ice. **Practical value.** Optimal correlations of geometrical sizes and electromagnetic loads of autotransformers for ice melting, their cost indicators, as well as the main design characteristics of the magnetic circuit and windings are established. Results of design calculation of autotransformers are sufficient for introduction of their serial production in industrial conditions. References 11, tables 2, figures 4.

Key words: overhead power line, melting of ice, autotransformer for melting of ice, technical and economic model, optimization of design parameters.

И.В. Нижевский, В.И. Нижевский

РАСЧЕТНАЯ ОЦЕНКА ПЕРЕНАПРЯЖЕНИЙ НА ИЗОЛЯЦИИ ОБОРУДОВАНИЯ ПОДСТАНЦИИ ПРИ УДАРЕ МОЛНИИ В ЕЕ МОЛНИЕОТВОД

Розроблено інженерний підхід до розрахунку грозових перенапруг на обладнанні підстанції при ударі блискавки в блискавковідвід. Сформульовані умови безпечного для обладнання проходження струму блискавки по блискавковідводу. Показано, що розрахунок допустимої довжини повітряних ізоляційних проміжків на підстанції базується на основі пробивної напруженості повітря, яка прийнята рівною 500 кВ/м. Це призводить до помилки розрахунку довжини повітряного проміжку i , як наслідок, ймовірності його пробоя, значення якої використовується для розрахунку показника грозоупорності підстанції. Як приклад розглянута методика розрахунку допустимої напруги на корпусі трансформатора при ударі блискавки в блискавкоприймач трансформаторного порталу. На основі нелінійної імпульсної електричної міцності ґрунту отримано уточнену мінімально допустиму відстань в землі між заземлювачем блискавковідводу і найближчою до нього точкою пристрою, що захищається. Наводяться аналітичні вирази для розрахунків. Бібл. 11, табл. 4, рис. 6

Ключові слова: грозові перенапруги, підстанція, блискавковідвід, вольт-секундна характеристика, гірлянда ізоляторів, електричне поле, повітряний проміжок, допустиме напруження, корпус трансформатора, імпульсна електрична міцність.

Разработан инженерный подход к расчету грозовых перенапряжений на оборудовании подстанции при ударе молнии в молниеотвод. Сформулированы условия безопасного для оборудования прохождения тока молнии по молниеотводу. Показано, что расчет допустимой длины воздушных изоляционных промежутков на подстанции базируется на основе пробивной напряженности воздуха, которая принята равной 500 кВ/м. Это приводит к ошибке расчета длины воздушного промежутка u , как следствие, вероятности его пробоя, значение которой используется для расчета показателя грозоупорности подстанции. В качестве примера рассмотрена методика расчета допустимого напряжения на корпусе трансформатора при ударе молнии в молниеприемник трансформаторного портала. На основе нелинейной импульсной электрической прочности ґрунта получено уточненное минимальное допустимое расстояние в земле между заземлителем молниеотвода и ближайшей к нему точкой защищаемого устройства. Приводятся аналитические выражения для расчетов. Библ. 11, табл. 4, рис. 6

Ключевые слова: грозовые перенапряжения, подстанция, молниеотвод, вольт-секундная характеристика, гирлянда изоляторов, электрическое поле, воздушный промежуток, допустимое напряжение, корпус трансформатора, импульсная электрическая прочность.

Введение и постановка задачи. Известно [1], что в атмосфере Земли может одновременно существовать около 2000 грозовых очагов, в которых ежесекундно происходит около 100 разрядов молнии. Высокая интенсивность грозовых процессов приводит к тому, что многие страны, в том числе и Украина, имеют карты грозовой деятельности, которые построены по данным многолетних метеорологических наблюдений и периодически обновляются. Это позволяет совершенствовать методы расчета грозовых перенапряжений, которые возникают в электроустановках. Анализ известных публикаций показывает, что вопросами защиты электрооборудования подстанций (ПС) от грозовых перенапряжений при прямых ударах молнии занимаются многие отечественные и зарубежные ученые. Координация изоляции в условиях ограничения перенапряжений, а также результаты исследований по рассматриваемой проблеме представлены в [2], а особенности работы изоляционных конструкций при грозовых и внутренних перенапряжениях в электрических системах и их ограничение рассмотрены в [1]. Для определения длины изоляционного воздушного промежутка $l_{a.g}$ между телом опоры или портала и гибкой шиной или оборудованием часто используют кривые зависимостей $U_{50\%} = f(l_{a.g})$. Зависимость 50%-ных разрядных напряжений воздушного промежутка от его длины при положительной и отрицательной полярности грозовых импульсов приведена, например, в [3]. Эти зависимости имеют слабую нелинейность. Следовательно, вели-

чина пробивной напряженности воздуха в длинных воздушных промежутках с ростом их длины уменьшается, что должно учитываться в расчетах при определении длины промежутка. Не учёт этого, т.е. принятие величины допустимой напряженности электрического поля в воздушном промежутке постоянной и равной 500 кВ/м, может привести к неточности определения его длины и соответственно к ее уменьшению, что увеличивает вероятность пробоя указанного промежутка. Кроме того, пренебрежение возможными перекрытиями воздушной изоляции подстанции после окончания роста тока приводит к недооценке опасности токов молнии с относительно низкими амплитудами при большой крутизне и длительности их импульсов [4]. Более точные результаты по определению электрической прочности изоляции при так называемых нестандартных напряжениях можно получить с помощью изложенных в [5-7] методов, что также позволяет уточнить длины разрядных промежутков. Однако существующие методики расчета грозовых перенапряжений в электроустановках требуют дальнейшего совершенствования.

Цель статьи – разработка инженерной методики расчета грозовых перенапряжений на оборудовании подстанции при ударе молнии в ее молниеотвод.

Формулирование условий ограничения грозовых перенапряжений и их выполнение. Интенсивность грозовой деятельности в местности расположе-

ния защищаемого объекта характеризуется средним числом грозových часов в году $N_{l,h}$. Другой характеристикой грозовой деятельности является среднее число ударов молнии n_{ls} в 1 км² поверхности земли за 100 грозových часов. При этом на территории Украины $n_{ls} = 6,7$ 1/км² за 100 грозových часов.

Защиту объектов от прямых ударов молний принято выполнять с помощью молниеотводов различной конструкции. Молниеотвод представляет собой возвышающееся над защищаемым объектом устройство, через которое ток молнии, минуя защищаемый объект, отводится в землю. Молниеотвод состоит из молниеприемника, непосредственно воспринимающего на себя удар молнии, токоотвода (мачта, портал, арматура стойки, полоса) и заземляющего устройства (ЗУ). Эти протяженные элементы обладают индуктивностью, которая также определяет распределение напряжения вдоль них. Кроме того, сопротивление заземлителя зависит от его геометрических размеров и удельного сопротивления грунта ρ , в котором он находится, а также от параметров импульса тока молнии: косоугольный фронт, крутизна фронта a , длина фронта τ_f , длина импульса τ_p , амплитуда I_l . При стекании с заземлителя тока молнии плотность проходящего через заземляющие электроды тока велика, поэтому в земле у поверхности электродов создаются высокие напряженности электрического поля, превосходящие пробивные напряженности грунта E_b . Вокруг электродов образуются зоны с высокой проводимостью (прежде всего, за счет процессов ионизации, густой сети стримеров и др.), увеличивающие их эффективные размеры. В результате чего сопротивление заземлителя уменьшается. Быстрое нарастание тока молнии на фронте импульса создает падение напряжения на индуктивности протяженного заземлителя, что ограничивает отвод тока с более удаленных его частей. При этом сопротивление заземлителя, наоборот, увеличивается. В результате влияния того или иного фактора (образование зоны ионизации и стримерных каналов или падения напряжения на индуктивности) сопротивление заземлителя стекающему с него току молнии, т.е. сопротивление R_p (без учета индуктивности) или Z_p (с учетом индуктивности), отличается от сопротивления заземлителя току промышленной частоты R_g , измеренного при переменном напряжении и сравнительно небольшом токе.

Сопротивление горизонтального заземлителя току промышленной частоты R_g определяется по известной формуле [8]:

$$R_g = \frac{\rho}{2\pi \cdot l} \cdot \left[\ln \frac{l^2}{2r \cdot h_g} + 0,5 \ln \left(1 + \frac{4h_g^2}{l^2} \right) \right], \quad (1)$$

где l – длина заземлителя, м; r – радиус заземлителя, м; h_g – глубина укладки в грунте заземлителя, м.

Сопротивление горизонтального лучевого заземлителя импульсному току (молнии) в точке ввода тока молнии для момента его максимума рассчитывается по приближенной формуле [9]:

$$Z_p(0, \tau_f) = \frac{R_g + \frac{L_0 \cdot l}{3 \cdot \tau_f}}{n \cdot \eta}, \quad (2)$$

где L_0 – удельная индуктивность (на единицу длины электрода заземлителя, мкГн/м); n – число горизонтальных лучей; η – коэффициент взаимного экранирования.

Максимальное напряжение в точке ввода тока молнии в заземлитель рассчитывается по формуле:

$$U_{\max} = I_l \cdot Z_p(0, \tau_f). \quad (3)$$

Напряжение на конце горизонтального заземлителя при вводе тока молнии в его начало рассчитывается по формуле [9]:

$$U(l, \tau_f) = \frac{I_l}{n} \cdot \left(R_g - \frac{L_0 \cdot l}{6 \cdot \tau_f} \right). \quad (4)$$

Относительное снижение напряжения в конце горизонтального заземлителя в зависимости от его длины рассчитывается по формуле:

$$X\% = \frac{U(l, \tau_f)}{U_{\max}} \cdot 100\%. \quad (5)$$

Защита ОРУ на 110 кВ и более от прямых ударов молнии обычно выполняется стержневыми молниеотводами, молниеприемники которых устанавливают, как правило, на конструкциях ОРУ. Установка молниеприемников на порталах, расположенных вблизи трансформаторов или шунтирующих реакторов, допускается при выполнении ряда требований. Во-первых, должно быть обеспечено растекание тока молнии от точки присоединения токоспуска к ЗУ ПС не менее, чем по двум-четырем направлениям магистралей заземления. Во-вторых, должны быть установлены два-три вертикальных электрода длиной 3-5 м на расстоянии не менее длины электрода по магистрали заземления от точки присоединения токоспуска. Известно [9], что при воздействии импульсных токов молнии наблюдается уменьшение доли стекающего тока с удаленных участков заземлителя, т.е. имеет место неэквипотенциальность, которая усиливается с ростом длины электрода. Это явление связано с величиной индуктивности стального электрода и зависимостью ее от эквивалентной частоты и амплитуды протекающего тока. Удельная индуктивность электрода заземлителя определяется по известной формуле [1, 9, 10]:

$$L_0 = 0,2 \cdot \left[\ln \left(\frac{2l}{d} - 0,31 \right) \right], \quad (6)$$

а полная индуктивность электрода длиной l в этом случае определяется как

$$L_e = L_0 \cdot l. \quad (7)$$

Прохождение тока молнии по молниеотводу на ПС будет безопасным для оборудования в том случае, если оно основано на следующих расчетах.

Расчет допустимых перенапряжений на гирлянде изоляторов. Импульсное разрядное напряжение гирлянды изоляторов должно быть больше напряжения, возникающего в процессе эксплуатации между точкой крепления гирлянды к portalу и точкой крепления гибкой шины к гирлянде. Это означает, что допустимое напряжение, возникающее на гирлянде изоляторов в период ее эксплуатации, должно лежать

ниже вольт-секундной характеристики гирлянды, определяемой по известной формуле [1]:

$$U(t) = A \cdot \sqrt{1 + \frac{T_0}{t}}, \quad (8)$$

где t – время, мкс; A и T_0 – постоянные.

Значения постоянных определяются подстановкой в (8) испытательных напряжений полным (при $t = 10$ мкс) и срезанным (при $t = 2$ мкс) импульсами. Так, например, для гирлянды 110 кВ из семи изоляторов типа ПС12-А имеем испытательные напряжения $U_{2\mu\text{s}} = 600$ кВ и $U_{10\mu\text{s}} = 480$ кВ. Подставляя эти значения в формулу (8), получаем систему двух уравнений с неизвестными постоянными A и T_0 . На основании решения этой системы уравнений относительно постоянных A и T_0 вольт-секундная характеристика гирлянды описывается выражением:

$$U(t) = 444,994 \cdot \sqrt{1 + \frac{1,636}{t}}. \quad (9)$$

Обратное перекрытие гирлянды изоляторов на портале с молниеприемником происходит при критическом токе I_c , который находится из равенства потенциала портала и 50 %-ного импульсного разрядного напряжения гирлянды изоляторов по формуле [1]:

$$I_c \cdot R_p + a \cdot L_0 \cdot h = U_{50\%}, \quad (10)$$

где R_p – сопротивление заземлителя подстанции импульсному току (молнии); h – высота точки крепления гирлянды на портале.

Критическое значение тока I_c , при котором происходит обратное перекрытие гирлянды изоляторов, получаем из выражения (10) в следующем виде:

$$I_c = \frac{U_{50\%} - a \cdot L_0 \cdot h}{R_p}. \quad (11)$$

Расчет допустимой длины воздушных промежутков. Кратчайшее расстояние по воздуху между молниеотводом и ближайшим к нему оборудованием ПС должно быть не менее допустимого. Расчет этого расстояния основывается на определении максимального потенциала в конкретной точке молниеотвода (мачты, портала или отдельно проложенного токоотводящего спуска), которая находится на расстоянии h_1 от точки подключения токопуска (портала) к ЗУ ПС. Для рассматриваемой формы импульса тока молнии максимальный потенциал в конкретной точке молниеотвода наступает в момент максимума тока молнии и определяется по формуле

$$U_{\text{max}} = I_l \cdot R_p + a \cdot L_T \cdot h_1. \quad (12)$$

где L_T – индуктивность единицы длины токопуска.

В инженерных расчетах удельная величина L_T принимается равной $L_T = 1,7$ мкГн/м как для отдельно проложенного токоотводящего спуска, так и для металлических молниеотводов решетчатой конструкции. К воздушному промежутку длиной l_a приложено напряжение $E_a \cdot l_a$, где E_a – допустимая напряженность электрического поля в воздухе.

В связи с тем, что число ударов молнии в ПС относительно небольшое, то в (12) в качестве расчетных значений параметров I_l и a принимают их следующие численные значения: $I_l = 60$ кА и $a = 30$ кА/мкс. Кроме

того, допустимая напряженность электрического поля в воздухе E_a принимается в расчетах равной 500 кВ/м. Исходя из изложенного, кратчайшее расстояние по воздуху можно записать в следующем виде:

$$l_a \geq \frac{I_l \cdot R_p + a \cdot L_T \cdot h_1}{E_a}. \quad (13)$$

Подставляя приведенные выше значения величин в формулу (13), получаем допустимое расстояние по воздуху

$$l_a \geq \frac{60 \cdot R_p + 30 \cdot 1,7 \cdot h_1}{500} \approx 0,12 \cdot R_p + 0,1 \cdot h_1. \quad (14)$$

Например, при $R_p = 10$ Ом и $h_1 = 10$ м из (14) получаем, что $l_a = 2,2$ м. Общеизвестно, что воздушный промежуток, который имеет однородное электрическое поле, обладает наибольшей электрической прочностью. Если рассматриваемый промежуток имеет однородное электрическое поле при малых расстояниях, то при неизменных электродах увеличение расстояния между ними приводит к росту неоднородности электрического поля, а при дальнейшем увеличении расстояния электрическое поле в промежутке становится резко неоднородным. Следовательно, при больших расстояниях между электродами пробивная напряженность воздуха в промежутке уменьшается [3], т.е. для предотвращения пробоя необходимо увеличение расстояния между электродами. Поэтому, при расстояниях между электродами, измеряемых метрами, используемое на практике численное значение пробивной напряженности воздуха 500 кВ/м должно уточняться. Чем длиннее воздушный промежуток, тем эта величина будет меньше. Предварительная оценка показывает, что увеличение длины данного промежутка приводит к нелинейному снижению пробивной напряженности электрического поля.

Так, например, для пробоя воздушного промежутка длиной 6 м при пробивной напряженности 500 кВ/м необходимо приложить напряжение, равное 3000 кВ. Однако, исходя из кривых $U_{50\%} = f(l_{a.g})$ [3], пробой такого промежутка произойдет при напряжении около 2834 кВ, т.е. при напряжении на 5,5 % меньше. При этом пробивная напряженность воздуха в рассматриваемом промежутке составит 472,3 кВ/м. Исходя из пробивной напряженности воздуха 472,3 кВ/м, определяем допустимое расстояние по воздуху по формуле (13), которое составляет 2,31 м, что на 11 см (или на 5 %) больше, чем при принятой напряженности электрического поля в 500 кВ/м.

Расчет допустимого напряжения на корпусе трансформатора. Кратчайшее расстояние по магистрали заземлителя от точки присоединения к нему токопуска (портала) до точки присоединения к заземлителю корпуса трансформатора должно быть не менее допустимого значения. Выполнение этого условия исследуем путем расчета напряжения на корпусе трансформатора, присоединенного к ЗУ ПС, при различных удельных сопротивлениях грунта и параметрах грозвых импульсов.

В качестве примера рассмотрим силовой трансформатор 110/6 кВ, который установлен у трансформаторного портала.

Для обеспечения заданной надежности работы трансформатора в грозовой сезон необходимо определить расстояние L по магистрали электрода заземлителя от точки присоединения токозпуска молниеотвода до точки заземления корпуса трансформатора, при котором напряжение на корпусе не превышает допустимого значения (электрической прочности внешней изоляции). В данном случае в качестве допустимого напряжения принимаем испытательное напряжение внешней изоляции силового трансформатора грозowymi импульсами. Испытательные напряжения электрооборудования при грозowych импульсах, приведенные к нормальным атмосферным условиям, представлены в табл. 1. При этом в числителе представлено значение полного импульса, а в знаменателе значение срезанного.

Таблица 1

Испытательные напряжения грозowych импульсов [1]

Класс	Действующее значение напряжения, кВ	Максимальное значение грозowego импульса, кВ
	Наибольшее рабочее	Трансформатор силовой, напряжения и тока, реактор, аппарат
3	3,6	42/50
6	7,2	57/70
10	12	75/90
15	17,5	100/120
20	24	120/150
35	40,5	185/230
110	126	460/570

Рассчитаем напряжение на корпусе трансформатора при ударе молнии в молниеприемник, расположенный на трансформаторном портале. Корпус трансформатора присоединяется к сетке заземляющего устройства, которая выполнена из стального прутка круглого сечения диаметром $d = 2r = 12$ мм, глубина заложения $h_g = 0,7$ м. Пусть удельное сопротивление грунта составляет $\rho = 100$ Ом·м, а амплитуда импульса тока молнии равна $I_l = 20$ кА при длительности его фронта $\tau_f = 2$ мкс. Длина луча l заземлителя изменяется в пределах от 3 до 21 м. Высота молниеотвода составляет $h_{lr} = 19,35$ м.

Ток молнии растекается от точки присоединения токозпуска (портала) к ЗУ ПС по магистралям (лучам) заземлителя. Кратчайшее расстояние по магистрали заземлителя рассчитываем по программе, алгоритм которой приведен на рис. 1.

Выполним расчеты для трех случаев:

- 1) токозпуск молниеотвода присоединяется к двум противоположно направленным лучам сетки;
- 2) токозпуск молниеотвода присоединяется к трем лучам сетки, направленным под углом 90° (при этом коэффициент использования заземлителей в системе (экранирование) $\eta_p = 0,8$);
- 3) токозпуск молниеотвода присоединяется к четырем лучам сетки (при этом $\eta_p = 0,65$).

Результаты расчетов приведены в табл. 2-4.

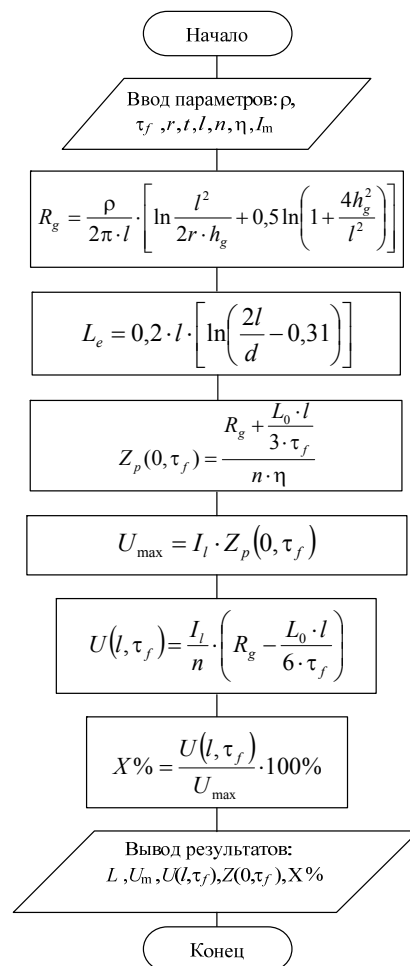


Рис. 1. Блок-схема алгоритма расчета зависимости напряжения на корпусе трансформатора от удаления точки заземления токозпуска молниеотвода

Таблица 2

Результаты расчета для случая двухлучевого заземлителя

L , м	U_l , кВ	U_{max} , кВ	Z_p , Ом	X , %
3	351,492	360,408	18,02	97,526
6	187,853	206,909	10,345	90,79
9	129,254	159,676	7,984	80,948
12	95,783	138,082	6,904	69,367
15	73,031	127,59	6,379	57,239
18	55,878	123	6,15	45,429
21	42,027	121,967	6,098	34,458

Таблица 3

Результаты расчета для случая трехлучевого заземлителя

L , м	U_l , кВ	U_{max} , кВ	Z_p , Ом	X , %
3	234,328	300,34	15,017	78,021
6	125,235	172,424	8,621	72,632
9	68,17	133,063	6,653	64,758
12	63,855	115,069	5,753	55,493
15	48,687	106,325	5,316	45,791
18	37,252	102,5	5,125	36,343
21	28,018	101,639	5,082	27,566

Полученные результаты показывают следующее. Для первого случая, когда корпус трансформатора присоединен к сетке на расстоянии 15 м по магистрали заземлителя от точки присоединения токозпуска

(портала) к двум лучам, атмосферное перенапряжение на корпусе составляет 73 кВ, т.е. превышает 70 кВ. В данном случае присоединение корпуса к ЗУ необходимо выполнить на расстоянии 15,5 м или более.

Таблица 4

Результаты расчета для случая четырехлучевого заземлителя

L , м	U_i , кВ	U_{max} , кВ	Z_p , Ом	X , %
3	175,746	277,237	13,862	63,392
6	93,926	159,161	7,958	59,013
9	64,627	122,828	6,141	52,616
12	47,892	106,217	5,311	45,088
15	36,515	98,146	4,907	37,205
18	27,939	94,616	4,731	29,529
21	21,014	93,82	4,691	22,398

Для второго случая, когда токопуск молниеотвода присоединен к трем лучам сетки, а на расстоянии 11,03 м по магистрали заземлителя находится точка заземления корпуса трансформатора, атмосферное перенапряжение на корпусе составляет 70,026 кВ, т.е. практически не превышает 70 кВ.

Для третьего случая, когда токопуск молниеотвода присоединен к четырем лучам сетки, а на расстоянии 9 м по магистрали заземлителя находится точка заземления корпуса трансформатора, атмосферное перенапряжение на корпусе составляет около 64,63 кВ, т.е. не превышает 70 кВ.

Как видим, при одинаковой величине тока молнии в точке ввода в ЗУ ПС с ростом числа лучей при $\rho = 100$ Ом·м сопротивление заземлителя импульсному току уменьшается. Кроме того, с увеличением ρ от 50 Ом·м до 500 Ом·м при числе лучей $n = 4$ и токе молнии $I_l = 20$ кА указанное сопротивление тоже растет. Аналогичные результаты получены и при других токах, например, $I_l = 60$ кА.

На рис. 2 представлены зависимости напряжения в рассматриваемой точке ЗУ от расстояния L до точки ввода тока.

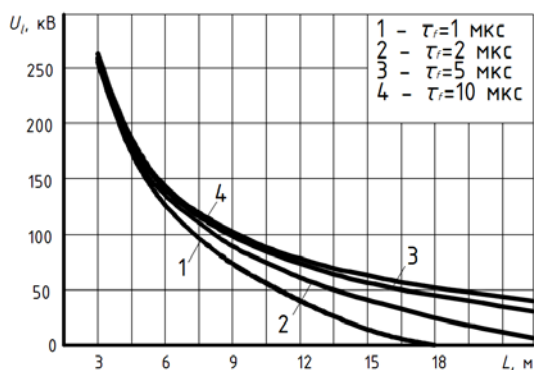


Рис. 2. Зависимость напряжения в рассматриваемой точке ЗУ на расстоянии L от точки ввода тока молнии $I = 20$ кА при различных значениях длины его фронта

На рис. 3 представлены зависимости напряжения в рассматриваемой точке ЗУ от расстояния L до точки ввода тока молнии при различных значениях его амплитуды, но при неизменной длине фронта тока $\tau_f = 2$ мкс.

Как следует из рис. 2 и рис. 3, приведенных выше, по мере удаления (L , м) от точки ввода тока молнии в ЗУ вдоль луча магистрали заземлителя потен-

циал U_i снижается во всех рассмотренных случаях. При этом скорость снижения зависит как от амплитуды тока молнии, так и от крутизны его фронта.

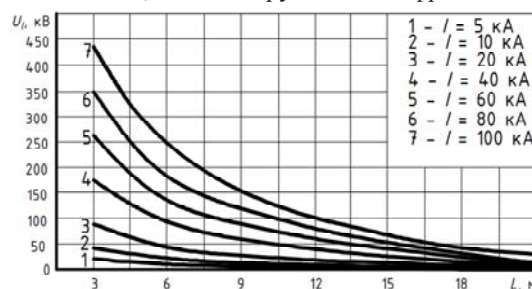


Рис. 3. Зависимости $U_i = f(L)$

На рис. 4 представлены зависимости сопротивления заземлителя ПС импульсному току в точке ввода (4 луча) тока молнии от радиуса зоны его растекания по магистралям (длины лучей L) и длины фронта тока молнии.

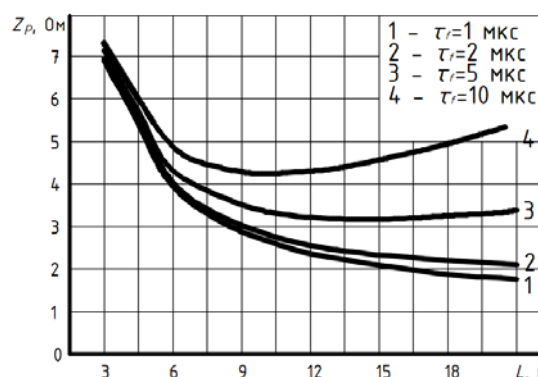


Рис. 4. Зависимости $Z_p = f(L)$

Анализ результатов, приведенных на рис. 4, показывает, что сопротивление Z_p ЗУ молниеотвода ПС импульсному току сложно зависит от размера зоны растекания тока молнии в момент его максимума при разных значениях длины фронта. Например, при $\tau_f > 2$ мкс сопротивление Z_p с ростом размера L зоны снижается. При значении тока молнии 60 кА и удельном сопротивлении грунта $\rho = 50$ Ом·м кривые $Z_p = f(L)$ монотонно снижаются, а при уменьшении $\tau_f (\leq 2$ мкс) сопротивление Z_p вначале снижается, а затем начинает увеличиваться, при этом минимальное значение Z_p смещается в сторону меньших значений L .

На рис. 5 представлена зависимость $L = f(n)$, которая показывает уменьшение зоны растекания тока молнии с ростом числа лучей сетки ЗУ. При этом напряжение на границе зоны сохраняется на уровне допустимого 70 кВ.

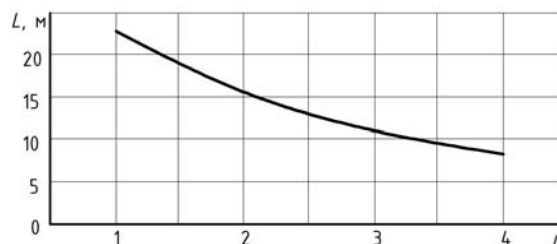


Рис. 5. Зависимость радиуса (L) зоны растекания тока молнии по магистралям заземлителя ПС от числа лучей n в точке ввода тока

Вычислим число лет работы трансформатора без поражений, в течение которых напряжение на его корпусе, вызванное атмосферными перенапряжениями, не превысит допустимого 70 кВ:

$$N = \frac{1}{N_{ls} \cdot P_{I_l}}, \quad (15)$$

где $N_{ls} = \pi(3,5 \cdot h_{lr})^2 \cdot 10^{-6} \cdot \sigma \cdot N_{th}$ – число ударов молнии в молниеотвод ПС; h_{lr} – высота молниеотвода, м; $\sigma = 0,067$ 1/(км)²·гроз. час; $N_{th} = 60$ гроз. час;

$$N_{ls} = 3,14 \cdot (3,5 \cdot 19,35)^2 \cdot 10^{-6} \cdot 0,067 \cdot 60 = 0,058.$$

Вероятность того, что амплитуда тока молнии превысит значение I_l , рассчитывается по формуле

$$P_{I_l} = 10^{-I_l/60}.$$

Для тока молнии $I_l = 60$ кА получаем

$$P_{I_l} = 10^{-60/60} = 0,1.$$

Таким образом, подставляя полученные выше значения в формулу (15), получаем число лет работы трансформатора без поражений:

$$N = \frac{1}{0,058 \cdot 0,1} = 172,634 \text{ года.}$$

Если амплитуда тока молнии превысит 60 кА, то перенапряжение окажется более 70 кВ. Чтобы избежать этого применяют защитные аппараты (разрядники или ограничители перенапряжений).

Выполненные по этому алгоритму расчеты представлены на рис. 6. Кривая зависимости числа лет, в течение которых может появиться значение тока молнии большее заданного, как следует из рис. 6, нелинейно возрастает.

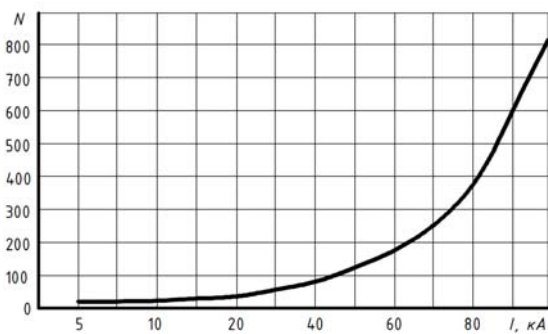


Рис. 6. Зависимость $N = f(I_l)$

Расчет длины допустимого промежутка в земле. Для отдельно стоящего молниеотвода кратчайшее расстояние в земле между заземлителем молниеотвода и ближайшей к нему точкой защищаемого устройства в земле должно быть не менее допустимого значения.

Исходя из того, что в земле к кратчайшему промежутку длиной l_e приложено напряжение $E_e \cdot l_e$, где E_e – допустимая в земле напряженность электрического поля, это условие запишем как

$$l_e \cdot E_e \geq I_l \cdot R_p, \quad (16)$$

где l_e – кратчайшее расстояние в земле между заземлителем молниеотвода и ближайшей к нему точкой защищаемого устройства в земле; E_e ($E_{b.g}$) – импульс-

ная электрическая прочность грунта (пробивная напряженность).

Из условия (16) определяем минимальное допустимое значение величины l_e :

$$l_e \geq \frac{I_l \cdot R_p}{E_{b.g}}. \quad (17)$$

Результаты экспериментального определения импульсной электрической прочности грунта в НТУ «ХПИ» показали [11], что эта величина является нелинейной, т.е. $E_{b.g} = f(S) = A + \frac{B}{S}$.

При больших промежутках, измеряемых десятками сантиметров, а тем более метрами, величина $E_{b.g}$ стремится к численным значениям (100-150) кВ/м в зависимости от характеристик грунта.

Подставляя в выражение (17) значение $E_{b.g} = 150$ кВ/м и $I_l = 60$ кА, получаем условие

$$l_e \geq 0,4 \cdot R_p, \quad (18)$$

которое позволяет определить минимальное допустимое расстояние в земле между заземлителем молниеотвода и ближайшей к нему точкой защищаемого устройства.

Выводы.

Разработана инженерная методика расчета допустимого напряжения на корпусе трансформатора при ударе молнии в молниеприемник трансформаторного портала и допустимого числа лет работы трансформатора, в течение которых напряжение на его корпусе, вызванное атмосферными перенапряжениями, не превысит допустимого значения.

Выполнен инженерный расчет грозовых перенапряжений на оборудовании подстанции при ударе молнии в ее молниеотвод. Сформулированы условия безопасного для оборудования ПС прохождения тока молнии по молниеотводу. Выполненные исследования показали, что используемая величина импульсной пробивной напряженности воздуха 500 кВ/м приводит к неточному определению допустимой длины l_a воздушного разрядного промежутка (с погрешностью до 5%). С увеличением длины l_a данного промежутка нелинейно снижается импульсная пробивная напряженность воздуха и, как следствие, допустимая минимальная длина указанного промежутка увеличивается.

Учет нелинейной импульсной электрической прочности грунта позволил получить уточненное минимальное допустимое расстояние l_e в земле между заземлителем молниеотвода и ближайшей к нему точкой заземляемого устройства.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Базуткин В.В., Ларионов В.П., Пинталь Ю.С. Техника высоких напряжений: Изоляция и перенапряжения в электрических системах: Учебник для вузов / Под общ. ред. В.П. Ларионова. – М.: Энергоатомиздат, 1986. – 464 с.
2. Гуля В.И., Нижегородский В.И., Хоменко И.В. Координация изоляции и перенапряжения в электрических высоковольтных сетях: Учеб. пособ. / Под ред. проф. Гуля В.И. – Харьков: ЭДЕНА, 2009. – 270 с.
3. Кучинский Г.С., Кизеветтер В.Е., Пинталь Ю.С. Изоляция установок высокого напряжения. – М.: Энергоатомиздат, 1987. – 368 с.

4. Ку克林 Д.В., Ефимов Б.В. Расчет кривых опасных параметров при высоких сопротивлениях заземлений опор линий электропередачи. *Электричество*. – 2016. – №6. – С. 16-21.

5. Pigni A., Rizzi G., Garbagnati E., Porrino A., Baldo G., Pesavento G. Performance of large air gaps under lightning over-voltages: experimental study and analysis of accuracy predetermination methods // *IEEE Transactions on Power Delivery*. – 1989. – vol.4. – no.2. – pp. 1379-1392. doi: 10.1109/61.25625.

6. Caldwell R., Darveniza M. Experimental and Analytical Studies of the Effect of Non-Standard Waveshapes on the Impulse Strength of External Insulation // *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*. – 1973. – vol. PAS-92. – no.4. – pp. 1420-1428. doi: 10.1109/tpas.1973.293550.

7. Chisholm W. New challenges in lightning impulse flashover modeling of air gaps and insulators // *IEEE Electrical Insulation Magazine*. – 2010. – vol.26. – no.2. – pp. 14-25. doi: 10.1109/mei.2010.5482551.

8. Бургсдорф В.В., Якобс А.И. Заземляющие устройства электроустановок. – М.: Энергоатомиздат, 1987. – 400 с.

9. Рябкова Е.Я. Заземления в установках высокого напряжения. – М.: Энергия, 1978. – 224 с.

10. Калантаров П.Л., Цейтлин Л.А. Расчет индуктивностей: справ. кн. – 3-е изд., перераб. и доп. – Л.: Энергоатомиздат, 1986. – 487 с.

11. Нижевский В.И., Гуль В.И. Электрическая прочность ограниченных объемов грунта // *Вестник Харьковского политехнического института*. – 1984. – № 213: Электроэнергетика и автоматизация энергоустановок. – Вып. 12. – С. 3-6.

REFERENCES

1. Bazutkin V.V., Larionov V.P., Pinal' Y.S. *Tekhnika vysokikh napryazheniy: Izolyatsiya i perenapryazheniya v elektricheskikh sistemakh* [High voltage technique. Insulation and surge in electrical systems]. Moscow, Energoatomizdat Publ., 1986. 464 p. (Rus).

2. Gul' V.I., Nizhevskiy V.I., Khomenko I.V. *Koordinatsiya izolyatsii i perenapryazheniya v elektricheskikh vysokovol'tnykh setyakh* [Coordination of insulation and overvoltage in high-voltage electrical networks]. Kharkiv, EDENA Publ., 2009. 270 p. (Rus).

3. Kuchinskii G.S., Kizevetter V.E., Pinal' Iu.S. *Izolyatsiya ustanovok vysokogo napryazheniya* [Isolation of installations of high tension]. Moscow, Energoatomizdat Publ., 1987. 368 p. (Rus).

4. Kuklin D.V., Yefimov B.V. Calculation of hazardous parameters curves at high grounding resistance of power line poles. *Electricity*, 2016, no.6, pp. 16-21. (Rus).

5. Pigni A., Rizzi G., Garbagnati E., Porrino A., Baldo G., Pesavento G. Performance of large air gaps under lightning over-voltages: experimental study and analysis of accuracy predetermination methods. *IEEE Transactions on Power Delivery*, 1989, vol.4, no.2, pp. 1379-1392. doi: 10.1109/61.25625.

6. Caldwell R., Darveniza M. Experimental and Analytical Studies of the Effect of Non-Standard Waveshapes on the Impulse Strength of External Insulation. *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, 1973, vol. PAS-92, no.4, pp. 1420-1428. doi: 10.1109/tpas.1973.293550.

7. Chisholm W. New challenges in lightning impulse flashover modeling of air gaps and insulators. *IEEE Electrical Insulation Magazine*, 2010, vol.26, no.2, pp. 14-25. doi: 10.1109/mei.2010.5482551.

8. Бургсдорф В.В., Якобс А.И. *Zazemlyayushchie ustroystva elektroustanovok* [Grounding device of electrical installations]. Moscow, Energoatomizdat Publ., 1987. 400 p. (Rus).

9. Ryabkova E.Y. *Zazemleniya v ustanovkakh vysokogo napryazheniya* [Grounding installations high voltage]. Moscow, Energy Publ., 1978. 224 p. (Rus).

10. Kalantarov P.L., Tseytlin L.A. *Raschet induktivnostey* [Inductance calculations]. Leningrad, Energoatomizdat Publ., 1986. 488 p. (Rus).

11. Nizhevskiy V.I., Gul' V.I. Dielectric strength of limited soil volumes. *Bulletin of the Kharkov Polytechnic Institute*, 1984, no.213, Series «Electric power industry and automation of power plants», no.12, pp. 3-6. (Rus).

Поступила (received) 27.12.2018

Нижевский Илья Викторович¹, к.т.н.,
Нижевский Виктор Ильич¹, к.т.н., доц.,
¹Национальный технический университет
«Харьковский политехнический институт»,
61002, Харьков, ул. Кирпичева, 2,
тел/phone +380 57 7076977,
e-mail: victornizhevski@gmail.com

I.V. Nizhevskiy¹, V.I. Nizhevskiy¹
¹National Technical University «Kharkiv Polytechnic Institute»,
2, Kyrpychova Str., Kharkiv, 61002, Ukraine.

Calculation estimation of overvoltage on insulation of the equipment of a substation at the lightning strike in its lightning arrester.

Purpose. The complex approach to calculating thunderstorm overvoltage on substation equipment is considered when lightning strikes in a lightning rod. **Methodology.** The conditions of safe passage of lightning current through a lightning arrester are formulated. **Results.** It is shown that the calculation of the permissible length of air insulating gaps in the substation is based on the breakdown of the air tension, which is assumed to be 500 kV/m. This leads to an error in calculating the length of the air gap and, as a consequence, the probability of its breakdown, the value of which is used to calculate the indicator of the lightning resistance of the substation. A technique is proposed for calculating the permissible voltage on the transformer case when a lightning strike strikes the lightning receptacle of the transformer portal. On the basis of the nonlinear pulsed electric strength of the ground, the specified minimum permissible ground distance between the grounding rod of the lightning rod and the nearest point of the protected device is obtained. **Originality.** Refined calculation of the length of the minimum breakdown gap in the air and in the ground. **Practical value.** The proposed approach makes it possible to calculate thunderstorm overvoltage on substation equipment. References 11, tables 4, figures 6.

Key words: lightning overvoltage, substation, lightning arrester, volt-second characteristic, insulator string, electric field, air gap, permissible voltage, transformer case, pulsed electric strength.

ГУРИН АНАТОЛІЙ ГРИГОРЬЕВИЧ

(к 80-летию со дня рождения)

22 июня исполнилось 80 лет со дня рождения заведующего кафедрой, профессора, доктора технических наук, лауреата Государственной премии Украины Анатолия Григорьевича Гурина.

Анатолий Григорьевич родился 22 июня 1939 г. в г. Харькове. После окончания средней школы поступил на учебу в Харьковский политехнический институт, которую успешно совмещал с работой слесаря-сборщика инструментального завода. После окончания ХПИ в 1962 г. по специальности «Электрические машины и аппараты» был направлен на работу в научно-исследовательскую лабораторию техники высоких напряжений и преобразователей тока (НИЛ ТВН и ПТ) ХПИ, где с 1962 по 1976 г. прошел путь от младшего научного сотрудника до руководителя группы высоковольтных испытаний.

Кандидатскую диссертацию, связанную с использованием емкостных накопителей энергии, защитил в 1973 г. Внедрение результатов диссертационных исследований позволило начать освоение новых способов возбуждения сейсмических и гидроакустических импульсов для геофизических изысканий.

С 1976 года начинается важный этап в жизни Анатолия Григорьевича – заведование кафедрой «Электроизоляционная и кабельная техника» – единственной кафедры в Украине. Организаторские способности юбиляра, подкрепленные видением научной перспективы, позволили кафедре сформировать и внедрить востребованные научные направления. Это, прежде всего, производство высоковольтных силовых кабелей со сшитой полиэтиленовой изоляцией и волоконно-оптических кабелей; разработка неразрушающих методов и аппаратуры для испытания и диагностики кабелей, как на стадии изготовления, так и в эксплуатации. Так, разработанная испытательная установка для определения уровня частичных разрядов в кабелях со сшитой полимерной изоляцией на напряжение 110 кВ получила диплом на выставке «Барвиста Україна» как лучший товар 2007 года.

В 2000 г. Гурин А.Г. защитил диссертацию на соискание ученой степени доктора технических наук, с 2003 г. – профессор кафедры «Электроизоляционная и кабельная техника».

Под руководством профессора Гурина А.Г. основана научная школа по созданию мощных электродинамических излучателей сейсмических волн с емкостными накопителями энергии для разведки полезных ископаемых и мониторинга окружающей среды. В этом направлении защищена 1 докторская и 4 кандидатские диссертации, получено свыше 25 авторских свидетельств и 10 патентов Украины. Анатолий Григорьевич – призер Всеукраинского конкурса «Лидер топливно-энергетического комплекса'2007» в номи-

нации «Ученый», В 2018 г. Анатолию Григорьевичу присуждена Государственная премия Украины в области науки и техники за работу «Электротехнологический комплекс производства кабельных систем сверхвысокого напряжения», выполненную коллективом авторов из института электродинамики НАН Украины, ПАТ «завод «Южкабель» и НТУ «ХПИ».



Профессор Гурин А.Г. – председатель специализированного Совета Д 64. 050.09 по защите кандидатских и докторских диссертаций, председатель технического комитета ТК 131 «Электроизоляционная и кабельная техника» Госпотребстандарта Украины.

Результатом плодотворной деятельности Анатолия Григорьевича являются многочисленные публикации в научных изданиях: более 100 научных работ, 35 авторских свидетельств и патентов Украины в области электродинамических излучателей сейсмических

волн с емкостными накопителями энергии и электроизоляционной технике.

Предметом постоянного внимания профессора Гурина А.Г. является воспитание научной смены. Среди его учеников 8 кандидатов наук, в том числе Мостовой С.П. – заместитель зав. научно-исследовательской части НТУ «ХПИ», Антоненко Ю.А – технический директор ПАТ «завод «Южкабель», преподаватели кафедры: доцент Голик О.В., старший преподаватель Ложкин Р.С.

Научные разработки профессор Гурин А.Г. успешно использует в подготовленных и читаемых курсах: «Техника высоких напряжений, расчет и конструирование изоляции», «Высоковольтные электроизоляционные системы». За достижения в научной и педагогической работе, творческий и инициативный подход при подготовке специалистов и магистров Анатолий Григорьевич награжден грамотой Министерства образования и науки Украины в 2007 г.

Свой 80-летний юбилей, наполненный научной и педагогической деятельностью, профессор Гурин Анатолий Григорьевич встречает в дружественном кругу единомышленников, коллег, сотрудников и студентов со счастливыми воспоминаниями из прошлых лет, творческими моментами в настоящей жизни, с перспективными планами на будущее.

Ректорат НТУ «ХПИ», директорат Института энергетики, электроники и электромеханики, сотрудники кафедры, друзья и коллеги поздравляют Анатолия Григорьевича с юбилеем и желают счастливых мгновений и творческих успехов. Пусть Ваши дни будут наполнены прекрасным самочувствием и оптимистичным настроением!

Редакционная коллегия журнала «Электротехника и электромеханика» присоединяется к этим искренним пожеланиям.

МІЛИХ ВОЛОДИМИР ІВАНОВИЧ

(до 70-річчя від дня народження)

22 червня 2019 р. виповнюється 70 років від дня народження і 47 років трудової діяльності доктору технічних наук, професору, завідувачу кафедри «Електричні машини» Національного технічного університету «Харківський політехнічний інститут», відміннику освіти України, відомому вченому в галузі електротехніки і електромеханіки Мілих Володимирі Івановичу.

Володимир Іванович народився в с. В. Думчино Мценського району Орловської області у родині вчителів. У 1966 році закінчив середню школу у м. Мценськ і поступив на навчання до Харківського політехнічного інституту за спеціальністю «Електричні машини та апарати». Під час навчання загартувався через щорічну працю у студентських будівничих загонах на теренах Харківської, Читинської і Тюменської областей, у Криму і Угорщині. Закінчивши інститут у 1972 р., розпочав науково-технічну діяльність в Особливому дослідно-конструкторському бюро ФТІНТ АН УРСР, де брав участь у розробці та дослідженнях надпровідникових електричних машин на посаді інженера.

У 1975 році В.І. Мілих повернувся до Харківського політехнічного інституту, вступивши до очної аспірантури на кафедру загальної електротехніки. Після її закінчення він у 1978 році захистив дисертацію і здобув науковий ступень кандидата технічних наук, а згодом у 1985 р. – і наукове звання доцента.

З 1978 року починається новий етап трудової діяльності В.І. Мілих, пов'язаний з викладацькою і науковою роботою на кафедрі загальної електротехніки ХПІ (з 1978 р. – асистент, з 1982 р. – ст. викладач, з 1984 р. – доцент, з 1997 р. – професор, і одночасно з 1993 р. – заступник завідувача кафедри).

Свою наукову діяльність він присвячує дослідженню та удосконаленню електричних машин, серед яких до його інтересів входять прокатні і тягові машини постійного струму, лінійний електродвигун для стартового прискорення літаків, а також машини з застосуванням надпровідності. Він публікує багато наукових праць у таких авторитетних журналах як «Известия АН СССР. Энергетика и транспорт», «Электричество», «Электротехника», «Электромеханика», «Техническая электродинамика» і стає визнаним фахівцем в області розрахунку і аналізу електромагнітних полів і процесів у електричних машинах.

Результати досліджень В.І. Мілих узагальнює у дисертації «Чисельне моделювання електродинамічних процесів у машинах постійного струму з високими питомими навантаженнями», яку захищає в 1996 р. і стає доктором технічних наук, а у 2002 році отримує вчене звання професора. Він продовжує активну наукову роботу як керівник держбюджетних та госпдоговірних НДР, а до його наукових напрямків додаються потужні турбогенератори, електричні машини з напівпровідниковими перетворювачами, лінійний дви-

гун для сейсмозв'язки корисних копалин, створення віртуальної електромашинної лабораторії.

З вересня 2004 р. В.І. Мілих обирається на посаду завідувача кафедри «Електричні машини» НТУ «ХПІ». Тут він продовжує традиції кафедри і активно розвиває науково-методичну роботу і зв'язки з профільними підприємствами, на яких студенти проходять усі види практики і працюють, очолює наукову школу кафедри електричних машин.

В.І. Мілих проводить активну науково-громадську роботу. Він є членом Науково-методичної комісії МОНУ з електротехніки та електромеханіки, редакційно-видавничої ради НТУ «ХПІ», редколегій журналу «Електротехніка та електромеханіка» і «Вісник НТУ «ХПІ», серія «Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів», головним редактором журналу «Вісник НТУ «ХПІ», серія «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії», членом оргкомітетів Міжнародного симпозиуму SIEMA «Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів» і Всеукраїнської науково-технічної конференції студентів «Електротехніка, електроніка і мікропроцесорна техніка», керівником семінару «Електромагнітні та теплові процеси високочастотних електричних машин» Наукової ради НАНУ з комплексної проблеми «Наукові основи електроенергетики», членом спеціалізованої вченої ради з захисту докторських та кандидатських дисертацій.

Професор В.І. Мілих опублікував близько 300 наукових праць, він є автором 8 винаходів, а також автором або співавтором більше 50 навчально-методичних розробок, в т.ч. 24 підручників та навчальних посібників. Особо відомий його підручник «Електротехніка, електроніка та мікропроцесорна техніка», який пережив 4 видання, розійшовся по Україні чотиритисячним тиражем і використовується в начальному процесі закладів вищої освіти. У 2017 році вийшла друком монографія «Численно-полевые расчеты и анализ электромагнитных и силовых параметров и процессов в турбогенераторах», яка є узагальненням багаторічної праці з розрахунків електромагнітних полів із використанням Lua-script.

Впродовж своєї педагогічної діяльності В.І. Мілих викладає низку навчальних дисциплін, приділяє серйозну увагу роботі зі студентами, які багаторазово ставали призерами і переможцями Всеукраїнських студентських олімпіад і конкурсів наукових робіт. Окрім того, під його керівництвом захищено дві кандидатські та одна докторська дисертації і продовжують навчання дві нові аспірантки.

Друзі, колеги та численні учні ювіляра зичать Володимирі Івановичу доброго здоров'я та довгих років плідної діяльності.

Редакція журналу «Електротехніка і електромеханіка» щиро приєднуються до цих теплих побажань.



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