

ISSN 2074-272X

**науково-практичний
журнал**

2020/5



EIE **Електротехніка і** **Електромеханіка**

Electrical Engineering

& Electromechanics

Електричні машини та апарати

Електротехнічні комплекси та системи

Силова електроніка

Теоретична електротехніка

Техніка сильних електричних та магнітних полів.

Інженерна електрофізика

Електричний транспорт

Безпека електрообладнання

Ювілеї

З 2015 р. журнал індексується у міжнародній

наукометричній базі Web of Science

Core Collection: Emerging Sources

Citation Index



«ЕЛЕКТРОТЕХНІКА І ЕЛЕКТРОМЕХАНІКА»

НАУКОВО-ПРАКТИЧНИЙ ЖУРНАЛ

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

Журнал засновано у 2002 р.

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



«ELECTRICAL ENGINEERING & ELECTROMECHANICS»

INTERNATIONAL EDITORIAL BOARD

Sokol Ye.I.	Editor-in-Chief , Professor, Corresponding member of NAS of Ukraine, Rector of NTU "KhPI", Ukraine
Korytchenko K.V.	Deputy Editor , Professor, National Technical University "Kharkiv Polytechnic Institute" (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
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
Vinnikov D.	Professor, Tallinn University of Technology, Estonia
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*

Сокол Є.І.	головний редактор , член-кор. НАНУ, ректор НТУ "ХПІ"
Коритченко К.В.	заст. гол. редактора , професор, НТУ "ХПІ"
Розов В.Ю.	заст. гол. 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"
Мілих В.І.	професор, НТУ "ХПІ"
Михайлов В.М.	професор, НТУ "ХПІ"
Омельяненко В.І.	професор, НТУ "ХПІ"
Петрушин В.С.	професор, ОНПУ, Одеса
Резинкін О.Л.	професор, НТУ "ХПІ"
Резинкіна М.М.	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*

Sokol Ye.I.	Editor-in-Chief , Corresponding Member of NAS of Ukraine, Rector of NTU "KhPI"
Korytchenko K.V.	Deputy Editor , Professor, 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
Rezinkin O.L.	Professor, NTU "KhPI"
Rezinkina M.M.	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 (Гречко Олександр Михайлович / Grechko O.M.)

ISSN (print) 2074-272X

ISSN (online) 2309-3404

© Національний технічний університет "Харківський політехнічний інститут", 2020
© ДУ "Інститут технічних проблем магнетизму Національної академії наук України", 2020

Підписано до друку 27.10.2020 р. Формат 60 x 90 ¼. Папір – офсетний. Друк – лазерний. Друк. арк. 9,25.

Наклад 200 прим. Зам. № 66/172-05-2020. Ціна договірна.

Надруковано ТОВ "Друкарня "Мадрид", Україна, 61024, м. Харків, вул. Гуданова, 18



ЗМІСТ

Електричні машини та апарати

Baida E.I., <u>Klymenko B.V.</u> , Pantelyat M.G., Yelanskyi Yu.A., Trichet D., Wasselynck G. Challenges of dynamic simulation of high-speed electromagnetic valves of gas distribution devices	3
Милых В.И., Шилкова Л.В. Токовый метод контроля концентрации ферромагнитных элементов в рабочей камере технологического индуктора магнитного поля в процессе его эксплуатации	12
Ошурбеков С.Х., Казакбаев В.М., Прахт В.А., Дмитриевский В.А., Парамонов А.С. Анализ потребления электроэнергии асинхронными двигателями классов эффективности IE1 и IE2 в насосной установке мощностью 11 кВт	18

Електротехнічні комплекси та системи

Kuznetsov B.I., Nikitina T.B., Bovdii I.V. Structural-parametric synthesis of rolling mills multi-motor electric drives	25
---	----

Силовая электроника

Бондаренко О.Ф., Кожушко Ю.В., Карбівська Т.О., Желязков Є.О., Сафронов П.С. Стійкість комбінованої системи накопичення енергії на основі суперконденсатора та акумуляторної батареї	31
--	----

Теоретична електротехніка

Гринченко В.С., Чунихин К.В. Нормализация магнитного поля в жилых домах, расположенных вблизи воздушных линий электропередачи, решетчатыми экранами	38
Михайлов В.М. О подобии плоскопараллельных импульсных магнитных полей, продолжаемых с различных координатных осей	44

Техніка сильних електричних та магнітних полів. Інженерна електрофізика

Баранов М.И., Буряковский С.Г., Князев В.В. Мощный сильнооточный генератор микросекундных импульсов напряжения амплитудой до ± 2 МВ и тока амплитудой до ± 150 кА с запасаемой в конденсаторах электрической энергией до 1 МДж	50
--	----

Електричний транспорт

Яровенко В.А., Черников П.С., Зарицкая Е.И., Шумило А.Н. Управление гребными электродвигателями электроходов при движении по криволинейной траектории	58
---	----

Безпека електрообладнання

Koliushko D.G., Rudenko S.S., Kiprych S.V. Analysis of the state of the external lightning protection system for operating energy objects	66
---	----

Ювілеї

Райнин Валерий Ефимович (к 80-летию со дня рождения)	71
Національному технічному університету «Харківський політехнічний інститут» – 135 років	72

TABLE OF CONTENTS

Electrical Machines and Apparatus

Baida E.I., <u>Klymenko B.V.</u> , Pantelyat M.G., Yelanskyi Yu.A., Trichet D., Wasselynck G. Challenges of dynamic simulation of high-speed electromagnetic valves of gas distribution devices	3
Milykh V.I., Shilkova L.V. Control current method of the concentration of ferromagnetic elements in the working chamber of the technological inductor of magnetic field during its operation	12
Oshurbekov S.Kh., Kazakbaev V.M., Prakh V.A., Dmitrievskii V.A., Paramonov A.S. Analysis of electricity consumption of induction motors of IE1 and IE2 efficiency classes in a 11 kW pump installation	18

Electrotechnical Complexes and Systems

Kuznetsov B.I., Nikitina T.B., Bovdii I.V. Structural-parametric synthesis of rolling mills multi-motor electric drives	25
---	----

Power Electronics

Bondarenko O.F., Kozhushko Yu.V., Karbivska T.O., Zheliazkov Y.O., Safronov P.S. Stability analysis of hybrid energy storage based on supercapacitor and battery	31
--	----

Theoretical Electrical Engineering

- Grinchenko V.S., Chunikhin K.V. Magnetic field normalization in residential building located near overhead line by grid shield 38
- Mikhailov V.M. On the similarity of plane pulsed magnetic fields continued from different coordinate axes 44

High Electric and Magnetic Field Engineering. Engineering Electrophysics

- Baranov M.I., Buriakovskiy S.G., Kniaziev V.V. Powerful high-current generator of microsecond voltage pulses with voltage amplitude up to ± 2 MV and current amplitude up to ± 150 kA with electric energy stored in capacitors up to 1 MJ 50

Electric Transportation

- Yarovenko V.A., Chernikov P.S., Zaritskaya E.I., Schumylo A.N. Control of electric ships' propulsion motors when moving on curvilinear trajectory 58

Electrical Safety

- Koliushko D.G., Rudenko S.S., Kiprych S.V. Analysis of the state of the external lightning protection system for operating energy objects 66

Anniversaries

- Rainin V.E. (on the 80th anniversary of his birth) 71
- National Technical University «Kharkiv Polytechnic Institute» – 135 years 72

ШАНОВНІ ЧИТАЧІ!

Науково-практичний журнал «Електротехніка і Електромеханіка» – передплатне видання. Вартість передплати на 2021 рік – 770,58 грн., на два місяці – 128,43 грн., на чотири місяці – 256,86 грн., на шість місяців – 385,29 грн., на вісім місяців – 513,72 грн., на десять місяців – 642,15 грн. Передплатний індекс у каталозі ПАТ «УкрПошта»: 01216.

ШАНОВНІ АВТОРИ ЖУРНАЛУ!

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

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 2019: 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/>).

E.I. Baida, **B.V. Klymenko**, M.G. Pantelyat, Yu.A. Yelanskyi, D. Trichet, G. Wasselynck

CHALLENGES OF DYNAMIC SIMULATION OF HIGH-SPEED ELECTROMAGNETIC VALVES OF GAS DISTRIBUTION DEVICES

High-speed electromagnetic valves of gas distribution devices are used in modern missile and space technology as jet micro-motors of the executive elements of missile stabilization systems, as well as to control the movement of spacecrafts in space. The problem of creating such valves which are simple and reliable in the operation is relevant. In this work, it is proposed at the development and design stage to perform computer modelling of mutually coupled electromechanical processes, such as: distribution of transient electromagnetic field, transients in an electric circuit, and movement of an electromagnet armature. Besides, the calculation of the force with which the compressed gas acts on the corresponding structural elements of the valve is proposed to be performed by solving the system of Navier-Stokes equations. All problems are solved by numerical methods in axisymmetrical formulation with the corresponding initial and boundary conditions. Improvement of the accuracy of electromagnetic calculations and taking into account the movement of the armature of an electromagnet in the process of multiphysics numerical simulation is achieved using so-called tunable elastic meshes. The paper presents a comparative analysis of the numerical results obtained for several designs of electromagnets. The features of the dynamics of high-speed electromagnets of gas distribution valves during on and off operations are analyzed, the corresponding dynamic characteristics calculated using the proposed technique are presented. References 17, table 1, figures 10.

Key words: high-speed electromagnets, dynamics, Finite Element Method, multiphysics, elastic mesh.

Быстродействующие электромагнитные клапаны газораспределительных устройств применяются в современной ракетно-космической технике в качестве реактивных микродвигателей исполнительных органов систем стабилизации ракет, а также для управления движением космическими летательными аппаратами в пространстве. Проблема создания простых в эксплуатации и надежных в работе указанных клапанов является актуальной. В настоящей работе предлагается на стадии разработки и проектирования выполнять компьютерное моделирование взаимосвязанных электромеханических процессов, таких как: распределение нестационарного электромагнитного поля, переходные процессы в электрической цепи, движение якоря электромагнита. При этом расчет силы, с которой сжатый газ действует на соответствующие конструктивные элементы клапана, предлагается выполнять путем решения системы уравнений Навье-Стокса. Все задачи решаются численными методами в осесимметричной постановке с соответствующими начальными и граничными условиями. Повышение точности электромагнитных расчетов и учет движения якоря электромагнита в процессе мультифизического численного моделирования достигается благодаря использованию так называемых перестраиваемых упругих сеток. В работе приведен сравнительный анализ численных результатов, полученных для нескольких конструкций электромагнитов. Проанализированы особенности динамики быстродействующих электромагнитов газораспределительных клапанов при выполнении операций включения и отключения, приведены соответствующие динамические характеристики, рассчитанные по предложенной методике. Библ. 17, табл. 1, рис. 10.

Ключевые слова: быстродействующие электромагниты, динамика, метод конечных элементов, мультифизика, упругая сетка.

Introduction. The use of jet micro-motors as the executive elements of missile stabilization systems [1] imposes stringent requirements on their dynamic characteristics. The range of control forces of such motors is much smaller than the forces created by missile engines designed to bring the spacecraft to a given flight path. To ensure the operation of micro-motors, a special power system and automation units (valves, regulators, starting devices) are required. Micro-motors with a power system form an autonomous system to obtain a control force due to the reaction of gas outflow from the nozzles of the motors.

Among the main problems of improving the gas-jet executive elements described above, it is necessary to note the problem of creating easy-to-operate and reliable in operation high-speed electromagnetic valves of gas distribution devices. As mentioned above, such valves are used, in particular, in modern missile and space technology in the system of executive devices to control the movement of spacecrafts in space (orientation, stabilization, orbit correction, maneuver, etc.) [1, 2].

In the vast majority of DC electromagnets, including the electromagnets of the drive of high-speed gas distribution valves, shunt windings [3] are used, which are

connected in parallel to the control circuit power sources.

At the stage of development and design of objects with DC electromagnets, including those used in space and missile technology, it is necessary to carry out numerical solution of the multiphysics problem including computer simulation of the following coupled phenomena and processes: distribution of transient electromagnetic field, transient current changes in the winding, and the movement of the armature of an electromagnet. Here, numerical solution of the problem of calculation of the force with which compressed gas acts on the corresponding structural elements of the valve should be obtained by solving the system of Navier-Stokes equations for the valve model. Despite the large number of publications on the calculation of DC electromagnets, there are no publications on complex computer modelling of these interrelated multiphysical processes.

A feature of the dynamics of electromagnets used in micro-motors of control systems for orienting spacecrafts is a small (about 0.3 mm) change in the size of the working gap at the displacement of its movable system, high speed of the order of 10-15 ms and short travel time of the order of 1-1.5 ms. Therefore, improvement of the

accuracy of electromagnetic calculations and reducing the time required to perform calculations in the process of multiphysical modelling in such cases can be achieved by the use of so-called tunable elastic meshes. This should also be implemented when developing an algorithm for numerical solution of the problem.

The goal of the paper is to develop a mathematical model of coupled multiphysics processes in high-speed DC electromagnets, to construct a numerical algorithm for calculation of the dynamics of high-speed DC electromagnets based on the technique of tunable elastic meshes as well as to apply the developed mathematical model and algorithm for numerical analysis of the dynamics of high-speed electromagnets of gas distribution valves of micro-motors of missile and space technology.

Problem definition. This paper presents a technique and results of the calculation of the dynamics of a high-speed armored-type electromagnet used in missile and space technology, in particular, in micro-motors of control systems for the orientation of rockets [3, 4].

Figure 1 shows a sketch of one of the designs of an electromagnet gas distribution valve with a switching ball as a locking element. Compressed high-pressure gas (7.5 MPa), which enters the valve through the inlet orifice, tends to lift the ball and direct the gas flow into the Laval nozzle, which provides the creation of reactive force, but this is prevented by a compression spring located in the electromagnet. This spring, with one side resting on a fixed stop, with the other side acts on the armature and, through the rod, pressed into the armature, on the ball. The spring is designed so that the force of its initial compression surpasses the force with which the compressed gas acts on the ball, which is pressed against the locking saddle, as a result of which the gas does not enter the nozzle.

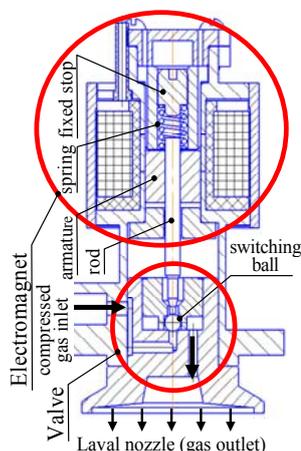


Fig. 1. Sketch of the electromagnetic valve

If a current is passed through the electromagnet winding, the armature is attracted to the stop, the rod moves together with the armature and stops exerting pressure on the ball, which, under the action of compressed gas, moves to the drainage (upper) saddle, releasing the locking (lower) saddle and the gas begins to flow into the Laval nozzle, creating the necessary reactive force.

One of the key parameters for electromagnetic valves is its switch-on speed. The operation time of these

valves, controlled by short-stroke high-speed electromagnets, is a few milliseconds. In the process of designing valves, it is necessary to calculate a variety of design options. For example, in the original version (Fig. 2,*a*) there is a zone of possible saturation of the magnetic core, so it is important to compare the results of the calculation of the dynamics in the original version and in the modified one (Fig. 2,*b*), where such a zone is absent. In the process of calculations, a different combination of materials (non-corrosive steel / «Armco» steel) is tested, as well as various conditions during the switch-on operation (cold winding / heated winding, maximum allowable voltage / minimum allowed voltage, etc.). For such calculations, it is necessary to use numerical methods for calculating dynamics that adequately reflect real processes in the electromagnet. The basis of such techniques is mathematical computer codes aimed at solving the problems of electromagnetic fields calculations.

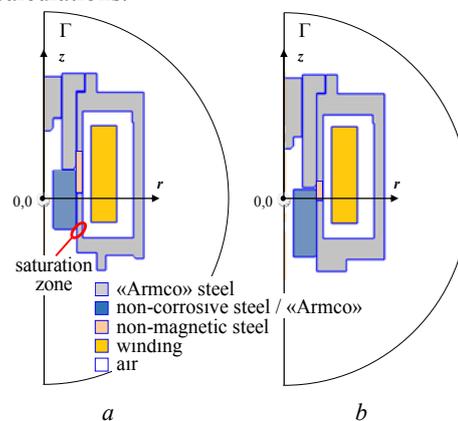


Fig. 2. Sketches of geometrical models of electromagnet for gas distribution valve: on the left (*a*) – the initial version, on the right (*b*) – the modified version

In gas distribution valves, armor electromagnets with penetrating armature are usually used, which with a high degree of adequacy can be considered as 2D axisymmetrical objects in a cylindrical coordinate system [5, 6], which greatly simplifies the technique and speeds up the calculation.

A technique proposed.

Geometry description (development of a geometric model). The use of computer codes in which the Finite Element Method is used requires careful preparatory work related to the description of the problem being solved, namely, the description of the geometry of the electromagnet on the r - z plane passing through the axis of its symmetry; a dividing of the cross-section of the electromagnet and the environment approximated to it (in the aggregate – the calculation domain) into subdomains that can be considered homogeneous in terms of physical properties; specifying the boundaries of these subdomains and differential equations describing the processes in these subdomains; as well as specifying the initial and boundary conditions.

The geometry description (development of a geometric model) of an electromagnet, taking into account the axisymmetrical nature of the calculation problem, is carried out on a plane passing through its axis of symmetry. This axis is located vertically, forming the z

axis in a cylindrical coordinate system, and its positive direction must coincide with the direction of movement of the armature of the electromagnet. One of the points on the z axis should be designated as the origin of the calculation domain, then the straight line passing through the point $(0, 0)$ perpendicular to the z axis is the r axis in this coordinate system.

On a specified plane in the preprocessor environment of the corresponding code (FEMM or another code that uses the Finite Element Method), it is necessary to specify the coordinates of the nodal points of the «imprint» of a half axial section of the electromagnet and connect them with straight lines or arcs. The result should be a combination of closed figures that correspond to different parts of the electromagnet. For each of these closed figures, it is necessary to designate the material of which the corresponding part of the electromagnet is made, and in the material library of the corresponding computer code to prescribe the physical properties of this material to be used in the calculations.

The process of preparing a geometric model of an electromagnet described above is quite labor-intensive, however, it can be significantly accelerated if using one CAD software (AutoCAD, SolidWorks, etc.) to draw the mentioned «imprint» without dimensioning, shading, pouring, etc. In this case, this drawing must be placed on a computer «board» so that the origin of coordinates on the drawing and on the computer «board» coincide. If such a fragment of the drawing is saved in the .dxf format, then the resulting file can be imported into the appropriate mathematical computer code, which uses the Finite Element Method. One use this technique of preparing geometric models.

A mathematical model and problem solution.

The defined task is solved as a multiphysics problem involving computer simulation of the following coupled phenomena: transient electromagnetic field distribution in axisymmetrical formulation, transients of current change in the winding, and the movement of the armature of the electromagnet. Attempts of generalization and techniques of various multiphysics problems numerical solution are presented in [7-13].

Electromagnetic calculation is carried out by numerical solution of a system of partial differential equations describing transient magnetic field within the computational domain. The number of equations in the system is equal to the number of subdomains (including the outer space). One of these subdomains, namely the subdomain that corresponds to the cross-section of the winding, differs from the others in that it is influenced by external electric field. All subdomains filled with non-ferromagnetic and non-conductive materials have almost the same electric and magnetic characteristics as air or vacuum. If such subdomains are located nearby, they can be combined into one subdomain. In subdomains filled with non-ferromagnetic, but conductive materials, eddy currents arise, which ones depend on the specific resistance of the material of which the corresponding part is made. Therefore, each of these subdomains must be described separately.

When calculating transient magnetic field, the system of partial differential equations in terms of the

magnetic vector potential \mathbf{A} is solved, which, provided that all subregions in the calculation region remain fixed, has the following form [14]:

$$\sigma_k \cdot \frac{\partial \mathbf{A}}{\partial t} + \text{curl}((\mu_0 \cdot \mu_{rk})^{-1} \cdot \text{curl} \mathbf{A}) = \sigma_k \cdot \mathbf{E}_k, \quad (1)$$

$$k = 1, 2, \dots, n,$$

where k is the number of the subdomain; σ_k is the electrical conductivity of the material of the k -th subdomain; n is the total number of subdomains, including the outer space; μ_0 is the magnetic constant; $\mu_{rk}(H)$ is the relative magnetic permeability of the material of the k -th subdomain depending on the magnetic field strength H ; \mathbf{E}_k is the vector of the external electric field strength created by an external field source in the k -th subdomain; \mathbf{J}_k is the current density vector in the k -th subdomain; t is time.

In electromagnets, external sources act only on the winding, in which the vectors of the external electric field strength and current density have only azimuthal components, therefore the right-hand side of (1) for the subdomain of the winding does not depend on the electrical conductance of its conductive part

$$\sigma_k \cdot \mathbf{E}_k = \mathbf{J}_k = (i \cdot N / S) \cdot \mathbf{1}_\theta, \quad (2)$$

where i is the current in the winding; N is the number of turns of the winding; S is the area of the winding window indicated in the initial data: the winding's filling rate (the ratio of the cross-sectional area of copper conductors and the total cross-sectional area of the winding, i.e. the total cross-sectional area of the conductors and insulation) of the winding under consideration is 0.65; $\mathbf{1}_\theta$ is the azimuthal ort – a unit vector directed perpendicular to the plane of the calculation domain.

Since the winding consists of many insulated coils and its electrical conductance in the directions r and z is equal to zero, the equivalent electrical conductance of the winding is usually assigned a zero value and equation (1) for the subdomain of the winding acquires the following form:

$$\text{curl}(\text{curl} \mathbf{A}) = \mu_0 \cdot (i \cdot N / S) \cdot \mathbf{1}_\theta. \quad (3)$$

In other subdomains, external sources of electric field strength are absent, and in them $\mathbf{E}_k = 0$, and in subdomains occupied by air, also $\sigma_k = 0$, so the equations for sections of the magnetic core are the following:

$$\sigma_k \cdot \frac{\partial \mathbf{A}}{\partial t} + \text{curl}((\mu_0 \cdot \mu_{rk})^{-1} \cdot \text{curl} \mathbf{A}) = 0, \quad (4)$$

$$k = 1, 2, \dots, n_m$$

and in the subdomains occupied by air or insulation:

$$\text{curl}(\text{curl} \mathbf{A}) = 0, \quad k = 1, 2, \dots, n_a, \quad (5)$$

where n_m and n_a are the numbers of subdomains of the magnetic core and air, respectively.

Since vector \mathbf{A} has only an azimuthal component $\mathbf{A} = A_\theta = A$, equations (3)-(5) can be represented in scalar form, but the corresponding mathematical expressions are very cumbersome and are not given here.

One assume that by the time of the beginning of the transient ($t = 0$ s) the electromagnet is at rest. This means that there is some initial air gap δ_0 between the armature and the stop, the winding is not powered and there is no

magnetic field at all points of the computational domain, which corresponds to the zero initial condition for the magnetic vector potential:

$$A(r, z)|_{t=0} = A(r, z, 0) = 0. \quad (6)$$

To obtain a solution to the system of equations (3)-(5), it is also necessary to formulate conditions at the boundaries of the calculation domain. A natural geometric boundary is the axis of symmetry, at which the magnetic vector potential is zero. Considering the electromagnet as an object located in infinite space, then in solving such problems, one can use the Kelvin transform [15]. At the same time, experience shows that as the distance from the electromagnet moves away, the field attenuates very quickly, so with minor error this problem can be considered with a closed external area, limited in the r - z plane in a semicircle centered at the origin of coordinates. The radius of the semicircle should be 1.5-2 times the distance from the origin of coordinates to the farthest point of the «imprint» of the cross-section of the electromagnet. Thus, the calculation domain is a closed area, divided into n closed subdomains corresponding to individual parts of the electromagnet and the surrounding space within the calculation domain. Due to the fact that the magnetic field is very rapidly weakened, approaching zero with distance from the electromagnet with a practically closed magnetic core, the nature of the boundary conditions practically does not affect the calculation results, therefore zero conditions can be set at all points of the boundary Γ (see Fig. 2) of the calculation domain for the azimuthal component of the magnetic vector potential A (Dirichlet zero conditions) [14]:

$$A|_{\Gamma} = 0. \quad (7)$$

Provided that all parts of the electromagnet remain fixed, for some given law of current i variation in time, using well-known numerical methods, it is possible to obtain a solution of the system of equations (2)-(4) taking into account the initial condition (5) and the boundary condition (6). In this work, the problem is solved by the Finite Element Method, and for discretization in time domain the implicit multistep Adams-Moulton method of the 4th order with adaptive selection of time step values is used. On each time step the system of equations (2)-(4) and the problem of dynamics of motion described below are solved sequentially with the same numerical value of the time step for both indicated problems. The numerical solution is obtained in the form of a table of values of the magnetic vector potential at different points in time at the nodal points of the mesh, covering the of calculation domain, however, using various methods of interpolation, numerical differentiation and integration, it is possible to build a graphical picture of the force lines at different temporal points, as well as to calculate the values of a number of physical quantities, in particular, the values of magnetic flux density, magnetic flux, the force acting on individual subdomains, etc. at these times.

The solution of the system of equations (3)-(5) for a given law of current variation in the winding corresponds to the problem of calculation of the electromagnets with serial windings, which are used, for example, in current relays. In the absolute majority of electromagnets, including in the driving electromagnets of gas distribution

valves, shunt windings are used, which are connected in parallel to the power sources of control circuits. When solving the problem of calculating the transient magnetic field of such electromagnets, provided that all its parts remain fixed, the system of equations (2)-(4) should be supplemented with a non-linear differential equation describing the transient of current change in the winding:

$$U + e = R \cdot i + L \cdot \frac{di}{dt}, \quad (8)$$

where U is the winding power source voltage; R is the resistance of the winding circuit; L is the inductance of the external circuit; e is the back EMF arising in the winding:

$$e = -2 \cdot \pi \cdot \frac{N}{S} \cdot \int \frac{dA}{dt} \cdot r \cdot dr \cdot dz, \quad (9)$$

When solving the system of equations (2)-(4), (7), taking into account dependence (8), zero boundary conditions (initial conditions (5) and conditions (6) on the boundary of the calculation domain) are used for the azimuthal component of the magnetic vector potential, and for the current i in the winding zero initial condition should be set:

$$i|_{t=0} = i(0) = 0. \quad (10)$$

If the power source of the shunt winding is a capacitor with a capacitance C , pre-charged to the voltage U_{C0} , then in equation (7) the value U must be replaced by the current value of the voltage u_C on the capacitor:

$$u_C + e = R \cdot i + L \cdot \frac{di}{dt}, \quad (11)$$

and the system (2)-(4), (10) with regard to (8) must be supplemented by additional differential equation:

$$C \cdot \frac{du_C}{dt} = -i. \quad (12)$$

In the process of solving the system (3)-(5), (8) taking into account dependence (9) or system (3)-(5), (11), (12) taking into account (9), it is necessary to control the value of the traction force F , acting on the fixed armature of the electromagnet, and compare it with the initial value of the opposing force F_{r0} . Until the force F is less than the opposing force F_{r0} , the electromagnet is at rest and the armature is remain fixed.

The gas distribution valve is a precision device – the full stroke of its armature is 0.26 mm, and the stroke of the switching ball, from the stop saddle to the drainage one, is 0.19 mm. The characteristic of opposing forces acting on the electromagnet armature is shown in Fig. 3. The initial force of compression of the spring is equal to $F_{s0} = 40$ N, and the initial opposing force is only $F_{r0} = 21$ N, since the force created by the compressed gas and acting on the ball «pushes» it upwards and reduces the force opposing the movement of the armature. Thus, the valve will not operate if the electromagnetic force is less than 21 N in the presence of compressed gas at the valve inlet or when the force is less than 40 N without gas.

The numerical solution of the problem of calculating the force with which the compressed gas acts on the ball at its different positions is obtained by the Finite Element Method based on solving the Navier-Stokes system of equations for the valve model (see below). Compressed air heated to temperature of 1200 °C is considered as a moving

medium. The boundary conditions are the zero speed on the surface of the ball, the rod and on the inner walls of the valve, as well as the value of air pressure at the valve inlet (7.5 MPa) and exit to the atmosphere (0.1 MPa).

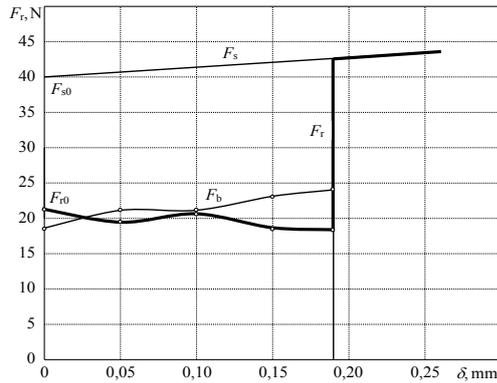


Fig. 3. Characteristics of the opposing forces acting on the electromagnet armature: F_s is the opposing force of the spring; F_b is the force with which the compressed gas acts on the switching ball; F_t is the total opposing force that occurs when gas is supplied to the valve inlet (in the absence of gas at the valve inlet, only the spring with the initial force F_{s0} opposes the movement of the armature)

The system of Navier–Stokes equations in the absence of volumetric forces has the following form in the matrix representation:

$$\rho \cdot (\mathbf{u} \cdot \nabla) \cdot \mathbf{u} = \nabla \cdot [-p \cdot \mathbf{I} + \eta \cdot (\nabla \cdot \mathbf{u} + (\nabla \cdot \mathbf{u})^T)] - \left(\frac{2}{3} \cdot \eta\right) \cdot (\nabla \cdot \mathbf{u}) \cdot \mathbf{I}; \quad (13)$$

$$\nabla(\rho \mathbf{u}) = 0; \quad \rho = \rho(p, \vartheta); \quad \eta = \eta(\vartheta), \quad (14)$$

where ρ is the gas density; \mathbf{u} is the gas speed vector matrix; p is the pressure; \mathbf{I} is the unit matrix; η is the gas viscosity; ϑ is the temperature (here and above units of all quantities are used in the SI system).

Equation (13) is the equation for the steady flow of a gas stream, and expressions (14) are conditions for continuity of flow.

The boundary conditions for equations (13), (14) are: zero speed values on the walls of the elements, the condition of axial symmetry is that the normal speed component is zero, and the pressure values on inlet (7.5 MPa – compressed gas pressure) and outlet (0.1 MPa – atmospheric pressure).

The thermophysical characteristics of a gas (density and viscosity) substantially depend on temperature, therefore the system of equations (13), (14) must be supplemented with the equation of heat conduction for a gas in a stationary mode. Since gas is a compressible medium, it is necessary to take into account pressure work in the heat conduction equation – the ability of a gas to produce work by pressure, which significantly affects the temperature of the medium. The corresponding heat conduction equation in this case has the following form:

$$\nabla \cdot (\lambda \cdot \nabla \cdot \vartheta) = \rho \cdot C_p \cdot \mathbf{u} \cdot \nabla \cdot \vartheta + \left(\frac{\vartheta}{\rho}\right) \cdot \left(\frac{\partial p}{\partial \vartheta}\right)_p \cdot (\mathbf{u} \cdot \nabla \cdot p), \quad (15)$$

where λ is the thermal conductivity of gas; C_p is the heat capacity at constant pressure.

The boundary conditions for equation (15) are: the absence of heat transfer along the boundaries of the gas

flow channel, the axial symmetry conditions, the inlet temperature which is assumed to be 1200 °C, and the open boundary condition at the outlet:

$$k \cdot \nabla \cdot \vartheta = \rho \cdot C_p \cdot \mathbf{u} \cdot \vartheta. \quad (16)$$

The force acting on the switching ball is defined as the surface integral of the forces caused by pressure, viscosity and speed pressure:

$$F_z = \int_S \left(\begin{array}{l} -\mathbf{n}_z p + \mathbf{n}_r \eta \left(\frac{\partial u_z}{\partial r} + \frac{\partial u_r}{\partial z} \right) + \\ + 2\mathbf{n}_z \eta \frac{\partial u_z}{\partial z} \end{array} \right) \cdot dS, \quad (17)$$

where \mathbf{n} is the ort of appropriate direction.

A sketch of the valve system and its geometric model are shown in Fig. 4. The outlet in the valve has the shape of a cylinder, and in the model it has the shape of a disk with the same cross-sectional area in the direction of movement of the compressed gas (in the model – in the radial direction).

A specific feature of this problem solution is that the sought quantities (the temperature ϑ , the speed \mathbf{u} and pressure p at all nodes of the mesh covering the calculation domain) are complex interdependent functions, and the compressed gas characteristics (the specific heat conductivity λ , the density ρ , the viscosity η , and the specific heat C_p) in individual nodes of the mesh can differ from each other by several orders of magnitude. The use of simple iterative procedures for solution of problems in which the convergence of the iterative process strongly depends on the initial values of the sought quantities, as a rule, does not lead to success. Our problem belongs to the category of exactly such ones: at unsuccessfully selected initial values of the sought values, the iterations do not converge, and at successfully selected ones they converge. Therefore, in the calculations we applied more complex iterative procedures, which, finally, led to the convergence of iterations. The essence of these procedures is that the solution to the problem is divided into two stages: 1) preliminary calculations to determine the initial values of the sought quantities in the iterative process of joint solution of equations (13)–(15), and 2) the iterative process of joint solution of equations (13)–(15) with initial the values of the sought quantities found in step 1). In turn, stage 1) is divided into two sub-stages: 1a) solving the problem of calculating the distribution of the speed and pressure in the calculation domain at a given initial temperature distribution, and 1b) solving the problem of calculating the temperature distribution in the calculation domain at the found distribution of the speed and pressure. With this approach to solving this problem, the calculation algorithm looks like this:

1. We set a fixed temperature distribution (for example, the temperature at all mesh nodes in the computational domain is taken equal to the ambient temperature) and solve equations (13), (14), as a result of which values of the temperature and speed are obtained at all mesh nodes which are considered as new initial values for the next iteration, etc. Here, the results at the previous and subsequent iterations are compared and the calculations continue until the changes in the pressure and speed in the module in all the calculation nodes become smaller than some small positive predefined values.

2. Having fixed the obtained values of the pressure and speed, the heat equation (15) is solved using the iteration method, where at each iteration at each node the compressed gas characteristics are determined (the specific thermal conductivity λ , the density ρ , and specific heat C_p) as a function of temperature values, found in the previous iteration. The results of calculating the temperature at all nodes of the mesh are considered as the initial values for the next iteration and the calculation is repeated until the temperature changes in the module in all the calculation nodes become less than some small positive values given in advance.

3. Having accepted the obtained values of the pressure, speed and temperature at all nodes of the mesh as the initial ones, we solve the equations of gas flow motion and thermal conductivity (13)-(15) jointly using the iteration method, where at each iteration in each node values of compressed gas characteristics (the thermal conductivity λ , the density ρ , the viscosity η , and the specific heat C_p) are determined as a function of pressure, speed and temperature values found at the previous iteration, until the changes in the pressure, speed, and temperature in the module in all calculation nodes become smaller than some small positive values preset in advance.

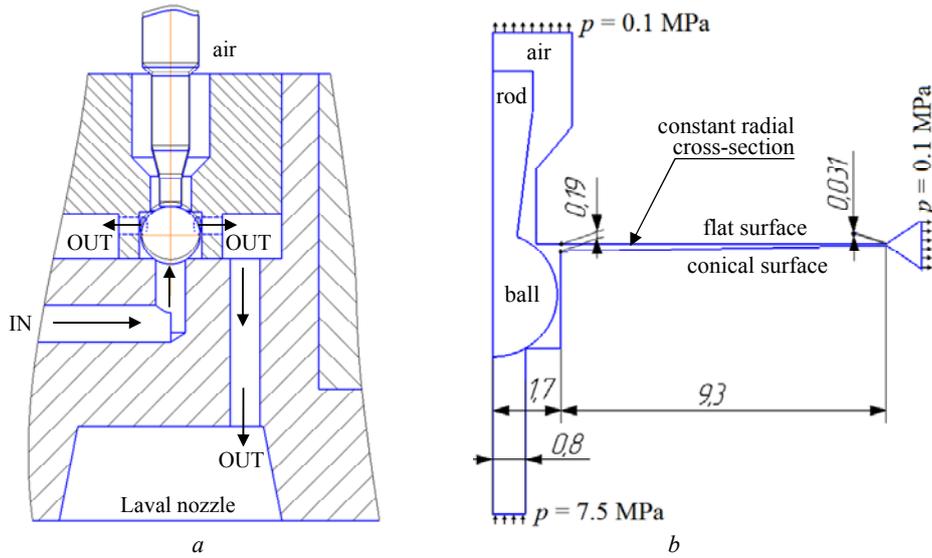


Fig. 4. Sketch of the valve system (a) and its geometric model (b)

The results of the calculation of the forces acting on the ball in its various positions are shown in Table 1.

Table 1

The results of the calculation of the forces acting on the ball

$s, \text{ mm}$	0.00	0.05	0.10	0.15	0.19
$F, \text{ N}$	18.25	21.46	21.13	23.39	23.45

Notes:

1. The path s is measured from the initial position of the ball.
2. The force F has only the axial component.

Figures 5, 6 illustrate some intermediate results of the calculations: a picture of the pressure field of the compressed gas on the ball and a picture of the speed field of the compressed gas in the nozzle at the outlet of the valve.

When performing calculations of the dynamics with a moving armature for the subdomain corresponding to the armature, equation (4) and expression (9) should be replaced by expressions that take into account the movement of the armature:

$$\sigma_{\text{ar}} \cdot \left(\frac{\partial \mathbf{A}}{\partial t} - \mathbf{v}_{\text{arz}} \times \text{curl} \mathbf{A} \right) + \quad (18)$$

$$\text{curl}((\mu_0 \cdot \mu_{\text{rar}})^{-1} \cdot \text{curl} \mathbf{A}) = 0,$$

$$e = -2 \cdot \pi \cdot \frac{N}{S} \cdot \int_S \left(\frac{\partial \mathbf{A}}{\partial t} + \mathbf{v}_{\text{arz}} \cdot \frac{\partial \mathbf{A}}{\partial z_a} \right) \cdot \mathbf{r} \cdot d\mathbf{r} \cdot d\mathbf{z}, \quad (19)$$

where σ_{ar} , μ_{rar} are the electrical conductance and relative magnetic permeability of the material (steel) of which the armature is made; \mathbf{v}_{arz} is the speed vector of the armature in the direction of z coordinate.

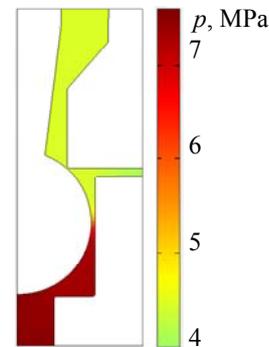


Fig. 5. Picture of pressure field of the compressed gas on the ball at $s = 0.19 \text{ mm}$ (final ball position)

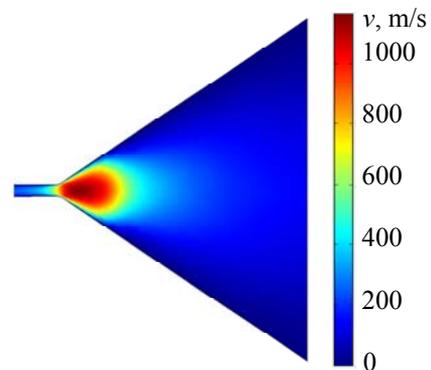


Fig. 6. Picture of the speed field of the compressed gas in the nozzle at the valve outlet at $s = 0.10 \text{ mm}$ (close to the average position of the ball)

When calculating the dynamics in the process of motion, the system of equations describing the magnetic field and current in the winding is supplemented by the equations of motion, which, with a constant moving mass m , has the form:

$$m \cdot \frac{dv_{\text{arz}}}{dt} = F - F_r; \quad (20)$$

$$\frac{ds}{dt} = v_{\text{arz}} \quad (21)$$

with zero initial conditions:

$$v_{\text{arz}}(t_0) = 0; s(t_0) = 0. \quad (22)$$

Here, the following notation is used: F is the electromagnetic force that ensures the movement of the armature; F_r is the force opposing the movement of the armature; v_{arz} is the module of the vector v_{arz} ; s is the path traversed by the armature after the start of the movement; t_0 is the point in time corresponding to the beginning of the movement.

The fixed and moving subdomains appear to be located in a certain elastic space covered with a mesh.

When the position of the moving subdomain changes, the meshes belonging to the fixed and moving parts remain unchanged.

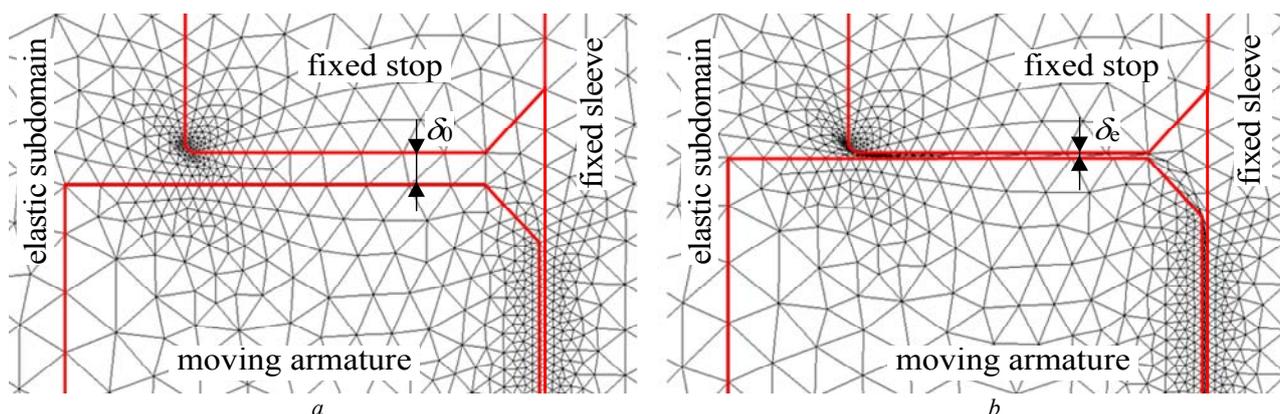


Fig. 7. A fragment of the calculation domain covered with a triangular mesh:
a – armature in the initial position; *b* – armature in the end position

Numerical results and their analysis.

Figure 8 shows the results of the calculation of a modified version of an electromagnet corresponding to the geometric model shown in Fig. 2, *b*. In Fig. 8, *a*, in addition to the picture of the field distribution, the main dimensions of the electromagnet are shown: the gap δ varies from 0.3 mm in the initial position to 0.04 mm in the final position, thus the armature stroke is 0.26 mm. In Fig. 8, *b*, in addition to the field distributions, the main subdomains are indicated: 1 – electrical steel, 2 – winding, 3 – insulation («air»), 4 – non-magnetic steel, as well as a scale of values of magnetic flux density B is shown.

Magnetic field distributions presented in Fig. 8, show the process of penetration of the magnetic field into the magnetic core along the entire perimeter, and the magnetic flux density in the area of the working gap reaches large values (1.8 T) within 5 ms after the start of the process.

Figures 9, *a, b* show the results of the calculation of the basic dynamic characteristics of this electromagnet under the following operating conditions: the armature is

Similar algorithms based on the use of deformed elastic finite element meshes are used in the numerical solution of hydrodynamic problems [16, 17]. The mesh belonging to the elastic subdomain is deformed in accordance with the law of motion of the armature, which is defined by equations (20), (21). With a significant change in the gap, the angles opposite the bases of some mesh cells become close to 180°, which reduces the accuracy of the calculations.

In this work, an algorithm is used that involves monitoring of the angles of the deformable mesh cells and stopping the computation when one of the angles becomes greater than a certain predetermined value (in our case, 170 °C). After stopping, the code rearranges the mesh and continues the calculation.

Figure 7, as an example, shows a fragment of computational subdomains covered with a triangular mesh. As can be seen, the meshes on moving and fixed subdomains, corresponding to different parts of the electromagnet magnetic core, are not deformed during movement of the armature due to the invariance of the shape of these subdomains, and the mesh covering the subdomain surrounding the armature is elastic and significantly deformed.

made of electrical steel, the number of windings is 1155, the winding is heated to 112 °C, the resistance of the heated winding is 55 Ω, the supply voltage is minimal allowable: 24 V. Figure 9, *a* shows the calculation results for the case when gas is supplied to the valve inlet, and Fig. 9, *b* – when the gas is not supplied. In the first case, the operating time is 9 ms, and in the second case 13.5 ms. It can be seen that the modified electromagnet operates in both cases. In the original version of the electromagnet with a saturation zone corresponding to the geometric model shown in Fig. 2, *a*, the operating time when there is a supply of compressed gas to the valve inlet is 9.5 ms, and without gas supply the electromagnet does not operate.

The requirements for the speed of gas distributors are put forward not only when the winding is switched on, but also when it is switched off. Switching off the winding with the help of contact switching elements is accompanied by their sparking, which can cause radio interference and a negative effect on the electronic

devices of the control object. Switching off the winding using semiconductor switching elements requires overvoltage protection. Typically, such protection is implemented by shunting the winding with an «opposite» diode that does not conduct current when the winding is energized, and automatically opens when the switching element stops energizing the winding. After this moment, the current in the winding, and, consequently, the force of attraction of the armature to the stop, begin to decrease,

but for some time the armature remains in the attracted state until the force of attraction exceeds the opposing force. At the moment when the force of attraction is compared with the opposing force, the movement of the armature begins in the opposite direction. This movement continues until the armature returns to its original position. The time interval from the moment when the winding supply ceases to the moment when the armature movement ends is called the release time.

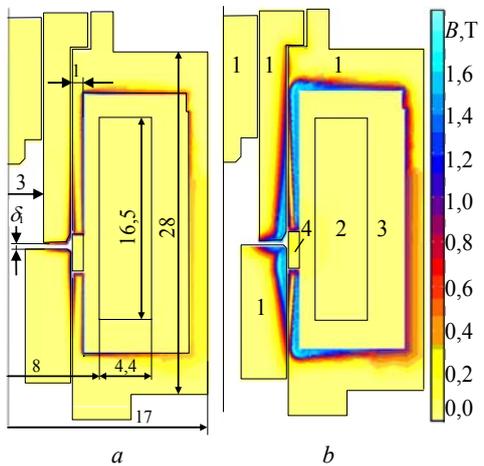


Fig. 8. Distribution of the magnetic flux density module in 1 ms after the beginning of the transient process (a); the same in 5 ms (b)

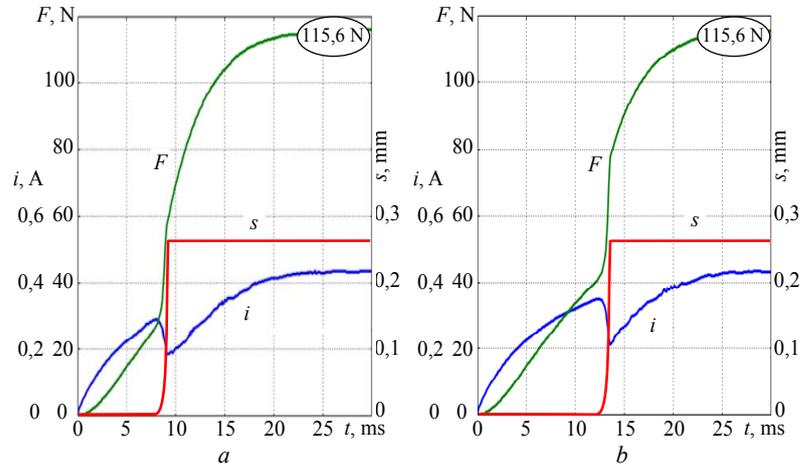


Fig. 9. Basic dynamic characteristics of a modified version of an electromagnet when performing the switching on operation: a – when supplying compressed gas to the valve inlet; b – the same without gas supply

Calculations of dynamic processes during the operation of switching off the winding, shunted by an «opposite» diode, are performed for the case when the

operation of switching off occurs when there is a supply of compressed gas to the valve inlet. In this case, the release time is 16 ms (Fig. 10,a).

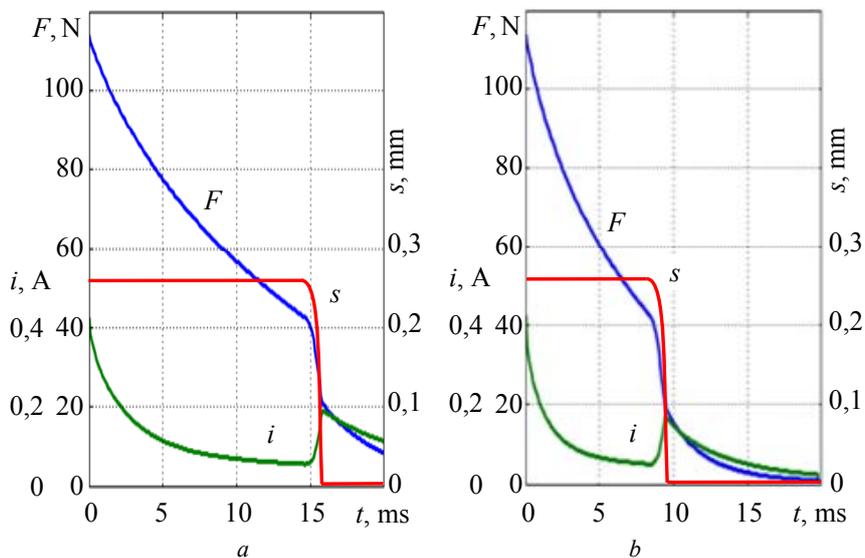


Fig. 10. Dynamic characteristics of a modified version of an electromagnet when performing the switching off operation of the winding, shunted by the «opposite» diode: a – without additional resistor; b – with a resistor with resistance of 56 Ω

It is possible to reduce the release time connecting an additional resistor in series with the diode. This reduces the time constant of the winding circuit, and accelerates the process of reducing current, magnetic flux and force. This is confirmed by the results of the calculations presented on Fig. 10,b: in the presence of an additional resistor with resistance of 56 Ω , the release time is reduced from 16 ms to 9.5 ms which corresponds to experimental results.

Conclusions.

A numerical technique and results of the calculation of the dynamics of a high-speed armored-type electromagnet used in micro-motors of control systems for the orientation of rockets are presented. The multiphysics computer simulation involves numerical analysis of the following coupled phenomena: transient electromagnetic field distribution in axisymmetrical formulation, transients of current change in the winding, and the movement of the

armature of the electromagnet. All corresponding differential equations are solved with regard to appropriate initial and boundary conditions as well as taking into account nonlinear material properties for all structural parts of electromagnets. Electromagnetic field calculations are carried out by the Finite Element Method involving the use of so-called tunable elastic meshes. Peculiarities of the numerical algorithms used are described in detail. Comparative analysis of numerical results obtained for a few electromagnet designs is presented.

REFERENCES

1. Olejnik V.P., Yelanskyi Yu.A., Kaluger L.G. Mathematical modelling of a gas distributor of the carrier rocket gas-jet control system. *Space Technology. Missile Weapons*, 2017, iss. 1 (113), pp. 59-66. (Rus).
2. Beliaev N.M., Belik N.P., Uvarov E.I. *Jet Control Systems for Spacecrafts*. Moscow, Mechanical Engineering Publ., 1979. 232 p. (Rus).
3. Bajda Ye.I., Klymenko B.V., Pantelyat M.G., Korol O.G., Yelanskyi Yu.A. Peculiarities of calculating forced electromagnets shunt windings heating in transient modes. *Proceedings of the 18th International IGTE Symposium on Numerical Field Calculation in Electrical Engineering*. Graz, Austria, September 2018, p. 31-36.
4. 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. *Proceedings of the 18th International Symposium on Electromagnetic Fields in Mechatronics, Electrical and Electronic Engineering (ISEF'2019)*. Nancy, France, August 2019. 6 p.
5. Zhang J.Z., Cai C.H., Wu C.G. Design and analysis of a new permanent magnet actuator for medium voltage vacuum circuit breakers. *Applied Mechanics and Materials*, 2013, vol. 313-314, pp. 20-26. doi: [10.4028/www.scientific.net/amm.313-314.20](https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/amm.313-314.20).
6. Bissal A., Magnusson J., Salinas E., Engdahl G. Multiphysics modeling and experimental verification of ultra-fast electro-mechanical actuators. *International Journal of Applied Electromagnetics and Mechanics*, 2015, vol. 49, no. 1, pp. 51-59. doi: [10.3233/jae-140176](https://doi.org/10.3233/jae-140176).
7. Bajda Ye.I., Klymenko B.V., Pantelyat M.G., Trichet D., Wasselynck G. Electromagnetic and thermal transients during induction heating of cylindrical workpieces. *Acta Technica*, 2018, vol. 63, no. 5, pp. 657-682.
8. Pantelyat M.G. Multiphysical numerical analysis of electromagnetic devices: state-of-the-art and generalization. *Electrical Engineering & Electromechanics*, 2013, no. 3, pp. 29-35.
9. Pantelyat M.G. Multiphysics in electromagnetic devices simulation and design: an attempt of generalization. *Acta Technica*, 2012, vol. 57, no. 2, pp. 127-142.
10. Pantelyat M.G., Shulzhenko N.G., Matyukhin Yu.I., Gontarowsky P.P., Doležel I., Ulrych B. Numerical simulation of electrical engineering devices: magneto-thermo-mechanical coupling. *COMPEL: The International Journal for Computation and Mathematics in Electrical and Electronic Engineering*, 2011, vol. 30, no. 4, pp. 1189-1204. doi: [10.1108/03321641111133127](https://doi.org/10.1108/03321641111133127).
11. Pantelyat M.G., Féliachi M. Magneto-thermo-elastic-plastic simulation of inductive heating of metals. *The European Physical Journal Applied Physics*, 2002, vol. 17, no. 1, pp. 29-33. doi: [10.1051/epjap:2001001](https://doi.org/10.1051/epjap:2001001).
12. Podoltsev O.D., Kucheriava I.M. Multiphysics modeling of electrotechnical devices. *Technical Electrodynamics*, 2015, no. 2, pp. 3-15 (Rus).
13. Podoltsev O.D., Kucheriava I.M. *Multiphysics modeling in electrical engineering*. Kyiv, The Institute of Electrodynamics of the National Academy of Sciences of Ukraine Publ., 2015. 305 p. (Rus).
14. Stratton J.A. *Electromagnetic Theory*. NJ, Wiley, 2007. 640 p.
15. Meeker D. Improvised open boundary conditions for magnetic finite elements. *IEEE Transactions on Magnetics*, 2013, vol. 49, iss. 10, pp. 5243-5247. doi: [10.1109/tmag.2013.2260348](https://doi.org/10.1109/tmag.2013.2260348).
16. Cizmas P.G.A., Gargoloff J.I. Mesh generation and deformation algorithm for aeroelasticity simulations. *Journal of Aircraft*, 2008, vol. 45, no. 3, pp. 1062-1066. doi: [10.2514/1.30896](https://doi.org/10.2514/1.30896).
17. Dwight R.P. Robust mesh deformation using the linear elasticity equations. *Computational Fluid Dynamics*, 2006, pp. 401-406. doi: [10.1007/978-3-540-92779-2_62](https://doi.org/10.1007/978-3-540-92779-2_62).

Received 20.04.2020

*E.I. Baida*¹, *Doctor of Technical Science, Associate Professor,*
*B.V. Klymenko*¹, *Doctor of Technical Science, Professor,*
*M.G. Pantelyat*¹, *Candidate of Physics and Mathematics,*
Associate Professor,
*Yu.A. Yelanskyi*²,
*D. Trichet*³, *Professor,*
*G. Wasselynck*³, *Assistant Professor,*
¹National Technical University «Kharkiv Polytechnic Institute»,
 2, Kyrpychova Str., Kharkiv, 61002, Ukraine,
 e-mail: baida.kpi@gmail.com, m150462@yahoo.com
²Yuzhnoye State Design Office,
 3, Krivorozhskaya Str., Dnipro, 49008, Ukraine,
 e-mail: yuyelans@gmail.com
³IREENA, Polytech'Nantes, University of Nantes,
 37 boulevard de l'université BP406,
 44600 Saint-Nazaire, France,
 e-mail: didier.trichet@univ-nantes.fr,
 guillaume.wasselynck@univ-nantes.fr

В.И. Милых, Л.В. Шилкова

ТОКОВЫЙ МЕТОД КОНТРОЛЯ КОНЦЕНТРАЦИИ ФЕРРОМАГНИТНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ В РАБОЧЕЙ КАМЕРЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ИНДУКТОРА МАГНИТНОГО ПОЛЯ В ПРОЦЕССЕ ЕГО ЭКСПЛУАТАЦИИ

Представлений метод визначення концентрації ферромагнітних елементів в робочій камері індуктора обертового магнітного поля, призначеного для технологічної обробки різних речовин. Метод полягає в контролі струму обмотки статора індуктора і не вимагає втручання в технологічний процес обробки. Надано теоретичне обґрунтування методу і проведена практична розрахункова оцінка його адекватності на прикладі конкретного індуктора. Теорія і практика методу засновані на чисельних розрахунках магнітного поля, електромагнітних параметрів і кутових характеристик індуктора. Практичне використання методу полягає у визначенні часу додаткового завантаження камери ферромагнітними елементами, які стираються в процесі роботи індуктора. Бібл. 10, рис. 8.

Ключові слова: індуктор магнітного поля, робоча камера, концентрація ферромагнітних елементів, контроль струму, чисельно-польовий аналіз, електромагнітні величини, кутові характеристики.

Представлен метод определения концентрации ферромагнитных элементов в рабочей камере индуктора вращающегося магнитного поля, предназначенного для технологической обработки различных веществ. Метод заключается в контроле тока обмотки статора индуктора и не требует вмешательства в технологический процесс обработки. Дано теоретическое обоснование метода и проведена практическая расчетная оценка его адекватности на примере конкретного индуктора. Теория и практика метода основаны на численных расчетах магнитного поля, электромагнитных параметров и угловых характеристик индуктора. Практическое использование метода заключается в определении времени дозагрузки камеры ферромагнитными элементами, которые истираются в процессе работы индуктора. Библ. 10, рис. 8.

Ключевые слова: индуктор магнитного поля, рабочая камера, концентрации ферромагнитных элементов, токковый контроль, численно-полевой анализ, электромагнитные величины, угловые характеристики.

Введение. В ряде производств получили распространение индукторы вращающегося магнитного поля (ИВМП) для технологической обработки разных веществ. Такие индукторы входят в состав различных перемешивателей, измельчителей и сепараторов [1-3].

Конструкция статора ИВМП подобна статору трехфазного асинхронного двигателя. Внутри него располагается цилиндрическая рабочая камера, через которую в аксиальном направлении пропускается обрабатываемое вещество. Для обработки служат ферромагнитные элементы (ФЭ) в виде отрезков железной проволоки. Они являются ферромагнитными и движутся с вращающимся полем, создавая в камере так называемый «вихревой слой» [1, 3]. Оболочка камеры выполняется из немагнитной стали и с магнитным полем не взаимодействует.

Магнитное поле в камере обеспечивает не только движение ФЭ, но и удерживает их на активной длине индуктора, которая примерно равна аксиальной длине ферромагнитного сердечника статора.

Для работы индуктора в рабочую камеру засыпается определенное количество ФЭ, зависящее от свойств обрабатываемого вещества и интенсивности режима обработки. По разным причинам, рассмотренным в [1], заполнение камеры элементами со временем уменьшается, и требуется периодическое их пополнение, что делается через специальный патрубок без выключения индуктора.

В данном случае рассматриваемый индуктор предназначен для аппарата с «вихревым слоем», обрабатывающего сточные воды, что описано в [1]. При этом износ ФЭ предопределен трением их концов об оболочку камеры, что приводит даже к появлению в оболочке сквозных кольцевых борозд. Есть и другие факторы износа, но по сравнению с этим они несуще-

ственны. Истирание концов ФЭ в фундаментальной работе [1] определили термином «износ длины».

Одной из проблем эксплуатации описанного аппарата является задача – когда и в каком количестве надо пополнить камеру новой порцией ФЭ.

Известным вариантом решения является установка на расточке сердечника статора измерительных катушек. В них вращающимся магнитным полем наводится ЭДС, которая при уменьшении концентрации ФЭ и, значит, изменении магнитных свойств среды в камере, должна изменяться. Благодаря этому, оператор или система управления получают информацию, способствующую решению указанной задачи.

Однако на практике описанный метод оказывается малочувствительным. И он не был достаточно обоснован расчетными тестами, ввиду серьезных допущений метода на основе теории магнитных цепей, использовавшегося для расчета магнитных полей.

Ситуация изменилась с разработкой методики расчета электромагнитных параметров и характеристик ИВМП на основе численных расчетов магнитных полей, что представлено в авторских работах [4, 5]. Благодаря этому выявилось, что можно прогнозировать изменение тока обмотки статора индуктора с изменением концентрации ФЭ в рабочей камере. Это подтвердилось в [6] при исследовании относительно небольшой экспериментальной модели индуктора.

Целью данной работы является теоретическое обоснование и расчетное подтверждение адекватности метода прогнозирования текущей концентрации ФЭ в рабочей камере ИВМП на основе наблюдения за током обмотки его статора. Это осуществляется на основе численных расчетов магнитного поля и электромагнитных параметров индуктора.

© В.И. Милых, Л.В. Шилкова

Объект исследования. Электромагнитная система ИВМП дана на рис. 1 ее поперечным сечением. Показаны используемые прямоугольная (x, y) и полярная системы координат (r, α).

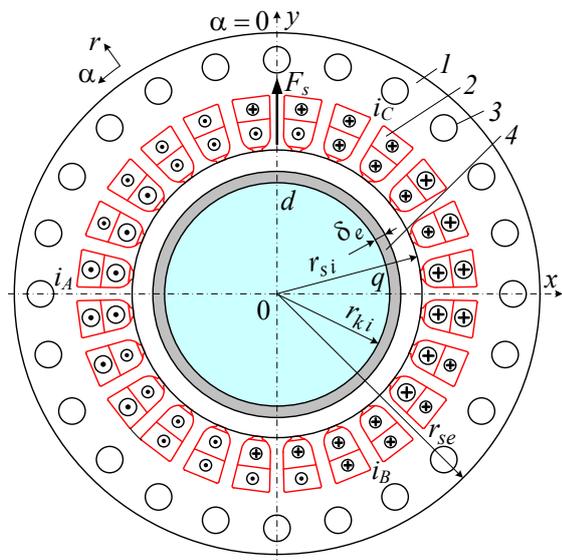


Рис. 1. Электромагнитная система ИВМП:
1 – шихтованный сердечник статора; 2 – трехфазная обмотка; 3 – вентиляционные каналы; 4 – оболочка рабочей камеры толщиной $\delta_e = 5$ мм

Индуктор является трехфазным двухполюсным. По технологическим соображениям заданы радиус внутренней поверхности камеры $r_{ki} = 0,047$ м и аксиальная длина сердечника статора $l_a = 0,25$ м. Рассчитаны радиусы расточки сердечника $r_{si} = 0,06$ м и на внешней его поверхности $r_{se} = 0,109$ м. Обмотка индуктора двухслойная с относительным укорочением 10/12, схема соединения – «звезда», на фазу приходится 72 витка. Сердечник выполнен из электротехнической стали марки 2212, толщина листов 0,5 мм, коэффициент заполнения $K_{Fe} = 0,95$.

Фрагмент идеализированной структуры с равномерным распределением ФЭ в рабочей камере представлен на рис. 2. Реальная структура элементов будет менее строгой [6], а идеализация, как и в [1, 4], необходима для доступной организации расчетов.

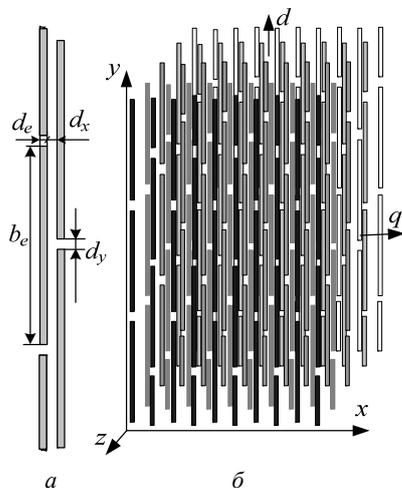


Рис. 2. Фрагмент идеализированной структуры ферромагнитных элементов

ФЭ выполняются из стали Ст3. Их размеры и зазоры взяты соответственно рис. 2,а: $d_e = 1$ мм; $b_e = 20$ мм; $d_x = 1,5$ мм; $d_y = 1$ мм. При этом коэффициент заполнения камеры ими в плоскости xu (рис. 2,б) $K_{Fes} = 0,322$. В плоскости yz принят такой же коэффициент, и тогда объемный коэффициент заполнения $K_{Fev} = K_{Fes}^2$ и получает значение 0,104.

В поперечном сечении ИВМП (рис. 1) магнитное поле считается плоскопараллельным. Поэтому круглые сечения ФЭ заменяются квадратными с соответствующими пересчетами размеров, как описано в [4].

Номинальное фазное напряжение обмотки статора U_{sN} составляет 100 В при частоте $f_s = 50$ Гц. В режиме идеального холостого хода (ХХ), т.е. при отсутствии ферромагнитных элементов в рабочей камере, среднее значение магнитной индукций B_{av} задано и составляет 0,12 Тл, что соответствует практически применяемым индукторам.

Основы численно-полевых расчетов. Источником вращающегося магнитного поля в индукторе является трехфазная симметричная система токов фазных обмоток статора (рис. 1):

$$\begin{aligned} i_A &= I_m \cos(\omega_s t + \beta); \\ i_B &= I_m \cos(\omega_s t - 2\pi/3 + \beta); \\ i_C &= I_m \cos(\omega_s t + 2\pi/3 + \beta), \end{aligned} \quad (1)$$

где t – время; $I_m = \sqrt{2}I_s$ – амплитуда фазных токов; I_s – их действующее значение; $\omega_s = 2\pi f_s$ – угловая частота; β – начальная фаза токов, задающая необходимое для конкретного режима расчета угловое смещение направления МДС обмотки статора F_s от оси y .

На рис. 1 показаны направления токов в фазных обмотках в режиме идеального ХХ, при котором $\beta = 0$, и поэтому вектор МДС F_s направлен по оси y .

Магнитное поле индуктора в его центральном поперечном сечении описывается общеизвестным двумерным дифференциальным уравнением:

$$\text{rot}[\mu_a^{-1} \text{rot}(\vec{k} A_z)] = \vec{k} J_z, \quad (2)$$

где \vec{k} – орт по аксиальной оси z ; A_z, J_z – составляющие векторного магнитного потенциала (ВМП) и плотности тока; μ_a – абсолютная магнитная проницаемость.

Распространение магнитного поля ограничивается внешней поверхностью сердечника индуктора, где задано граничное условие Дирихле: $A_z = 0$.

Инструментом представляемых исследований являются численные расчеты магнитного поля методом конечных элементов по программе FEMM [7] с управлением ею созданным скриптом Lua, как в [8].

Причем, в отличие от работ [4, 5], здесь сам расчет поля проводится при непосредственном учете дискретной среды с ФЭ в рабочей камере, вместо ее замены эквивалентной сплошной средой. Этим исключаются допущения и дополнительные погрешности, связанные с такой заменой.

Допущение описания магнитного поля уравнением (2) обосновано расчетами в [9] и подтверждено экспериментально в [10], причем в данном индукторе соотношения аксиальной длины и диаметра расточки сердечника l_a/d_{si} в 2,3 и 3,2 раза больше, соответственно, что уменьшает возможную расчетную погрешность.

При расчете поля магнитная проницаемость μ_a в шихтованном стальном сердечнике и в ФЭ учитывается общеизвестным методом с учетом кривых намагничивания сталей. Коэффициенты заполнения сердечника K_{Fe} и рабочей камеры K_{Fes} по оси z задаются как исходные параметры для программы FEMM, и учитываются ее программными средствами.

Фазовые соотношения электромагнитных величин индуктора и суть угла β подробно рассмотрены в [4, 5]. Показано, что при работе индуктора под нагрузкой угол β находится в диапазоне $0 - 90^\circ$, а при крайних значениях электромагнитный момент (ЭММ) отсутствует. Это соответствует режиму рабочего ХХ [5], отличающегося от идеального ХХ наличием в камере ферромагнитных элементов.

На рис. 3 и рис. 4 показаны результаты расчета магнитного поля в режиме рабочего ХХ и в режиме номинальной нагрузки при указанных значениях тока статора I_s и угла β . На рис. 5 магнитное поле в рабочей камере показано для режима номинальной нагрузки в увеличенном масштабе.

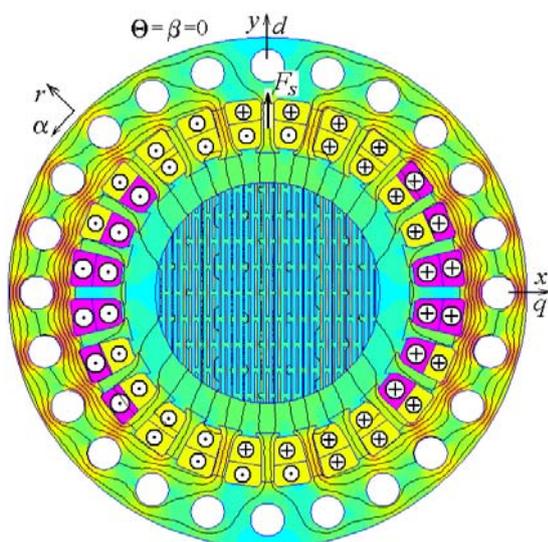


Рис. 3. Магнитное поле в индукторе в режиме рабочего холостого хода при $I_s=35$ А и $\beta=0$

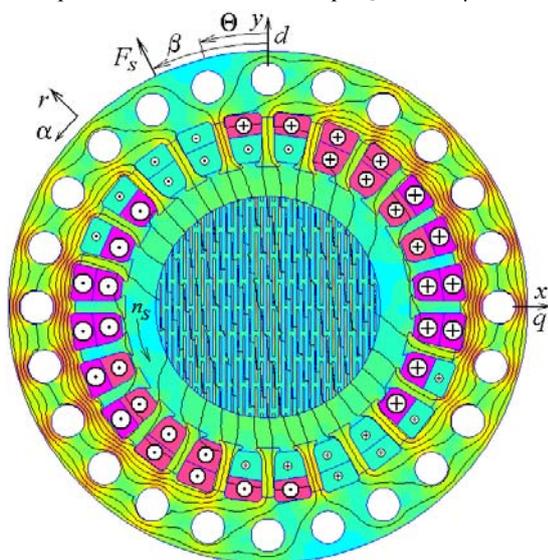


Рис. 4. Магнитное поле в индукторе в режиме номинальной нагрузки при $I_s=36$ А и $\beta=26,7^\circ$

На рис. 4 и рис. 5 видно отклонение силовых линий поля от продольных осей ФЭ. Это является условием возникновения ЭММ, действующего на всю массу ФЭ и приводящего их в движение. Природа этого момента соответствует теории тензора магнитного натяжения Максвелла, что поясняется в [5].

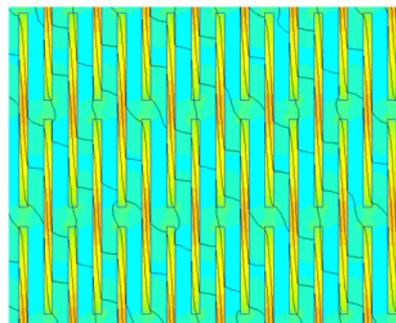


Рис. 5. Фрагмент картины магнитного поля в рабочей камере индуктора в режиме номинальной нагрузки

По сути, ЭММ в рассматриваемом индукторе является реактивным, и его принцип действия соответствует синхронному реактивному двигателю, что обосновано в [4, 5]. Поэтому в рабочей камере по направлению ориентации ФЭ назначена продольная ось d , а перпендикулярно ей – поперечная ось q (рис. 1). В установившемся рабочем режиме оси вращаются вместе с этими элементами и полем с частотой n_s .

Электромагнитные величины в ИВМП определяются на основе методики, изложенной в [5], и для данной работы из нее востребованными являются следующие положения.

По результатам расчета магнитного поля программными средствами FEMM [7] через тензор магнитного натяжения Максвелла получается ЭММ:

$$M_{em} = \frac{l_a}{\mu_0(r_{si} - r_{ki}) S_\delta} \int_{S_\delta} B_r B_\alpha r dS, \quad (3)$$

где B_r и B_α – радиальная и угловая составляющие магнитной индукции; S_δ – площадь сечения зазора, ограниченная окружностями с радиусами r_{ki} и r_{si} со сторон камеры и статора; μ_0 – магнитная постоянная.

По распределению ВМП формируется временная функция первой гармоники магнитного потокоцепления фазной обмотки статора:

$$\Psi_a = \Psi_m \cos(\omega_s t + \gamma_{\Psi a}). \quad (4)$$

В соответствии с законом электромагнитной индукции из (4) получается ЭДС этой обмотки:

$$e_a = \omega \Psi_m \cos(\omega_s t + \gamma_{\Psi a} - \pi/2), \quad (5)$$

откуда ее действующее значение и начальная фаза:

$$E_a = \sqrt{2} \pi f_s \Psi_m; \quad \gamma_{Ea} = \gamma_{\Psi a} - \pi/2. \quad (6)$$

Равновесие напряжений в фазной обмотке статора представлено комплексным уравнением [4]:

$$\underline{U}_s = -\underline{E}_a + jX_v \underline{I}_s + (R_s + R_{mag}) \underline{I}_s, \quad (7)$$

где на основе (1) и (6) фигурируют комплексы ее тока $\underline{I}_s = I_s e^{j\beta}$ и ЭДС $\underline{E}_a = E_a e^{j\gamma_{Ea}}$.

В формулу (7) входят активное сопротивление R_s обмотки статора и реактивное сопротивление ее лобового рассеяния X_v , которые вычисляются, как и в асинхронных двигателях: $R_s = 0,31$ Ом и $X_v = 0,39$ Ом.

Активное сопротивление R_{mag} отображает мощность магнитных потерь и определяется в процессе итерационного расчета магнитного поля.

По напряжению (7) в показательной форме $\underline{U}_s = U_s e^{j\omega t}$ находится его действующее значение U_s и фазовый сдвиг относительно тока $\varphi_s = \gamma_{U_s} - \beta$.

После расчета магнитного поля и электромагнитных параметров в рассмотренном режиме нагрузки ИВМП при $U_s = U_{sN}$ и указанных на рис. 4 значениях I_s и β получено: $R_{mag} = 0,01207$ Ом; $\Psi_m = 0,376$ Вб; $\gamma_{\Psi_a} = 15,08^\circ$; $E_a = 83,6$ В; $\varphi_s = 73,5^\circ$.

В [4, 5] выявлено, что при задании $\beta = 0$, значение γ_{Ψ_a} получилось таким же, и это соответствовало режиму рабочего XX, так как и ЭММ был равен нулю. Угол поворота вектора магнитного потокоцепления $\underline{\Psi}_a$ от режима XX в режим нагрузки, согласно теории синхронных машин, это угол нагрузки Θ . Поэтому угол γ_{Ψ_a} в (4) – это угол нагрузки ИВМП, т.е. $\Theta = \gamma_{\Psi_a}$. Взаимосвязи углов β и Θ друг с другом, а также с моментом нагрузки и другими электромагнитными параметрами индуктора подробно представлены в [4, 5].

Определение токового фактора заполнения рабочей камеры ферромагнитными элементами.

Как показатель заполнения рабочей камеры предлагается использовать силу тока обмотки статора, а конкретнее – изменение тока фазной обмотки. Для выявления такой возможности проделана серия соответствующих расчетов магнитного поля и электромагнитных параметров индуктора по изложенной выше методике с формулами (3)-(7).

Процесс износа ферромагнитных элементов в данной работе имитируется в простейшем варианте изменением их длины, которая уже обозначена как b_e , и при этом число ФЭ элементов в камере считается неизменным.

Ранее уже представлены результаты расчетов при базовом значении длины b_e , равном 20 мм, и избранных значениях угла β с соответствующим током I_s . Теперь к этому значению b_e добавим еще четыре значения длины ФЭ при ее уменьшении с шагом 2 мм. И расчеты проведем уже при ряде значений β с целью получения угловых характеристик индуктора. При этом, естественно, зазоры d_z между элементами соответственно возрастают, а диаметр элементов d_e и зазоры d_x между ними сохраняются.

На рис. 6 показаны модели модернизированного заполнения рабочей камеры (симметричные четверти поперечного сечения) с соответствующими картинками магнитных полей. Для базового варианта заполнения аналогичное полное изображение дано на рис. 4 и в виде фрагмента – на рис. 5.

При принятых модификациях ФЭ коэффициент заполнения рабочей камеры в поперечном сечении K_{Fes} изменяется, а вот коэффициент заполнения в продольном сечении K_{FesZ} сохраняется, как в базовом варианте – K_{Fesb} . Тогда объемный коэффициент заполнения камеры определяется как $K_{Fev} = K_{Fes} \cdot K_{Fesb}$.

Исходные параметры пяти расчетных вариантов, а именно: b_e , K_{Fes} и K_{Fev} , приведены в табл. 1.

При заданном напряжении обмотки статора для пяти определенных вариантов заполнения рабочей

камеры рассчитаны, как в [5], семейства двух необходимых в данном случае угловых характеристик индуктора: $I_s(\Theta)$ и $M_{em}(\Theta)$ – они изображены на рис. 7.

Методика расчета характеристик заключалась в следующем.

В качестве варьируемой величины принята входящая в (1) обобщенная начальная фаза токов β , которая зависит от уровня нагрузки индуктора [4, 5].

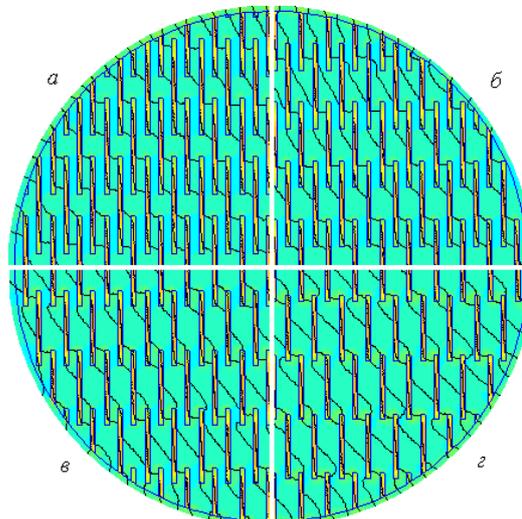


Рис. 6. Варианты заполнения рабочей камеры с изменением длины ферромагнитных элементов: а – $b_e = 18$ мм; б – $b_e = 16$ мм; в – $b_e = 14$ мм; з – $b_e = 12$ мм

Таблица 1
Зависимости параметров индуктора от длины ферромагнитных элементов

Вариант	b_e , мм	K_{Fes}	K_{Fev}	I_s , А		E_a , В
				$M_{em0}=0$	M_{emN}	
1	20	0,322	0,104	35,0	36,0	83,6
2	18	0,290	0,094	38,4	39,4	82,6
3	16	0,256	0,082	41,1	42,1	81,1
4	14	0,226	0,073	43,5	44,1	80,1
5	12	0,193	0,062	45,8	46,5	79,1

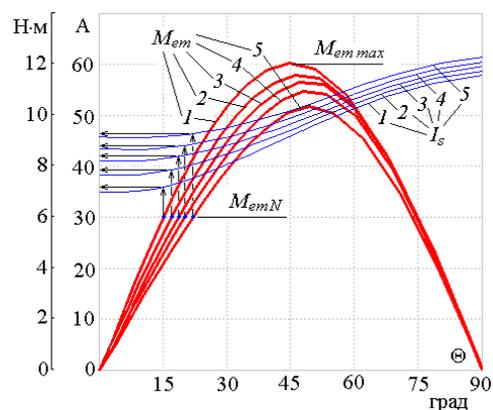


Рис. 7. Построения на угловых характеристиках тока I_s и ЭММ M_{em} для получения зависимости $I_s(b_e)$ при номинальном ЭММ M_{emN}

При неизменном напряжении U_s для каждого значения угла β решается обратная задача расчета магнитного поля с получением в итоге необходимого значения тока I_s . Это решение, как показано в [5], дос-

тигается методом последовательных приближений с решением на каждой итерации прямой задачи – расчетом магнитного поля при заданном значении угла β и подбираемом значении тока I_s , и, значит, известном распределении токов в обмотках по (1).

При конкретном значении угла β задается начальное приближение тока I_s и рассчитывается магнитное поле, и в итоге по (7) получается значение напряжения U_s . Оно сравнивается с заданным значением U_{sN} , и в зависимости от результата корректируется значение тока I_s . Итерации продолжаются до совпадения U_s и U_{sN} с желаемой точностью, что описано в [5].

Характеристики индуктора рассчитывались в диапазоне угла β от 0 до 90° прохождением его с шагом 5°. При каждом значении β определялись соответствующие значения тока I_s , ЭММ M_{em} , ЭДС E_a и угол нагрузки Θ , который далее принимается как аргумент для характеристик $I_s(\Theta)$ и $M_{em}(\Theta)$.

Для выявления зависимости $I_s(b_e)$ при номинальном электромагнитном моменте M_{emN} проведены построения, показанные на рис. 7. Значение M_{emN} составляло 6 Н·м, и оно принято равным половине максимального момента M_{emmax} при базовой длине ферромагнитных элементов $b_e=20$ мм.

Полученные результаты – значения тока I_s при M_{emN} и при принятых значениях b_e сведены в табл. 1. Здесь же приведены значения тока I_s при нулевом значении момента M_{emo} , что соответствует описанному ранее режиму рабочего XX при $\beta = 0$.

Имеющиеся теперь по данным табл. 1 две зависимости $I_s(b_e)$ при M_{emN} и M_{emo} представлены графически на рис. 8. Очевидно, что все остальные допустимые режимы работы будут находиться в пределах между получившимися двумя графиками.

Здесь же по данным табл. 1 построены графики зависимостей плоскостного K_{Fes} и объемного K_{Fev} коэффициентов заполнения рабочей камеры.

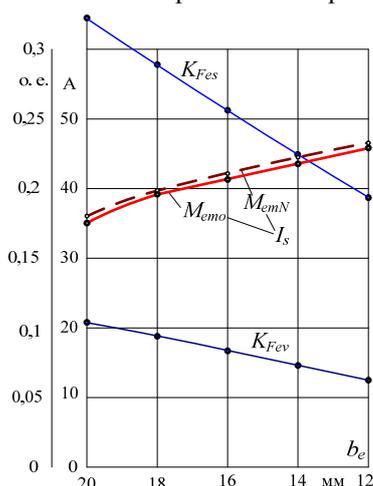


Рис. 8. Зависимости коэффициентов заполнения рабочей камеры K_{Fes} и K_{Fev} и тока обмотки статора I_s от длины ФЭ b_e

Теперь по табл. 1 и рис. 8 видно, что в рассмотренном диапазоне изменения длины ферромагнитных элементов ток обмотки статора автоматически изменится на достаточно заметное значение – порядка 10 А. Это легко фиксировать непрерывно по амперметру или специальному датчику тока.

Таким образом, оператор, управляющий индуктором, или автоматическая система управления могут определить текущее значение коэффициента заполнения рабочей камеры ферромагнитными элементами и, значит, момент времени, когда необходимо пополнить ее новыми элементами.

Еще в табл. 1 добавлен столбец ЭДС фазной обмотки статора E_a (6). В рассмотренном диапазоне изменения длины ферромагнитных элементов эта ЭДС изменилась на 5,4 %. В той же мере будет изменяться ЭДС и любых измерительных витков, которые применяются для индикации заполнения рабочей камеры индуктора ферромагнитными элементами.

А вот фазный ток в то же время изменился на 29,2 % – поэтому именно он является более наглядным и чувствительным показателем концентрации ферромагнитных элементов в рабочей камере, то есть показателем объемного коэффициента заполнения рабочей камеры K_{Fev} , который в табл. 1 изменился на 40 %.

Качественным подтверждением полученных результатов являются данные экспериментов на упрощенной модели индуктора [6]. В условиях проведенных там исследований выявлено, что уменьшение объемного коэффициента заполнения камеры от 0,037 до 0 привело к увеличению тока статора на 13,4 %. Меньшее изменение по сравнению с рассматриваемым в статье ИВМП объясняется существенно меньшими значениями коэффициента заполнения k_{Fev} .

Выводы.

1. Разработанный на основе численно-полевых расчетов магнитных полей токовый метод позволяет связать концентрацию ферромагнитных элементов в рабочей камере индуктора вращающегося магнитного поля и ток в его обмотке.

2. Практические расчеты на конкретном образце индуктора показали, что износ длины ферромагнитных элементов вследствие их истирания на 40 % приводит к автоматическому увеличению фазного тока на 29,2 %. В тоже время, применяемый альтернативный метод контроля посредством измерительных витков требует усложнения конструкции индуктора и дает уменьшение ЭДС лишь на 5,4 %, то есть обладает значительно меньшей чувствительностью.

3. Наблюдение за током обмотки индуктора позволяет контролировать заполнение его рабочей камеры ферромагнитными элементами, не прерывая процесса эксплуатации ИВМП. Это дает возможность своевременно пополнять камеру такими элементами и, тем самым, поддерживать на заданном уровне технологическую обработку различных веществ, пропускаемых через эту камеру.

4. Несмотря на то, что исследования проведены при конкретном варианте износа ФЭ (износ длины), предложенный метод токового контроля заполнения ими рабочей камеры может быть применен и при других вариантах износа. Например, при утончении ФЭ, при комбинации уменьшения длины и толщины ФЭ, либо просто при выносе ФЭ из рабочей камеры.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Логвиненко Д.Д., Шеляков О.П. Интенсификация технологических процессов в аппаратах с вихревым слоем. – К.: Техника, 1976. – 144 с.

2. Belounis A., Mehasni R., Ouil M., Feliachi M., El-Hadi Latreche M. Design with optimization of a magnetic separator for turbulent flowing liquid purifying applications. *IEEE Transactions on Magnetics*, 2015, vol. 51, no. 8, pp. 1-8. doi: **10.1109/TMAG.2015.2424401**.
3. Герасимов М.Д., Локтионов И.О. Технологические решения двойного назначения. Перспективы применения. *Вектор ГеоНаук*, 2019, Т. 2, № 1, С. 19-26. doi: **10.24411/2619-0761-2019-10003**.
4. Мильх В.И., Шилкова Л.В. Численно-полевой анализ характеристик трехфазного индуктора магнитного поля для обработки различных веществ при стабилизации его тока. *Електротехніка і електромеханіка*, 2019, № 6, С. 21-28. doi: **10.20998/2074-272X.2019.6.03**.
5. Мильх В.И., Шилкова Л.В. Характеристики цилиндрического индуктора вращающегося магнитного поля технологического назначения при его питании от сети с заданным напряжением. *Електротехніка і електромеханіка*, 2020, № 2, С. 13-19. doi: **10.20998/2074-272X.2020.2.02**.
6. Мілих В.І., Шилкова Л.В. Експериментальне дослідження фізичної моделі трифазного індуктора магнітного поля в робочому режимі при обробці сипучого матеріалу. *Вісник Національного технічного університету «ХПІ»*. Серія: «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії», 2020, № 3(1357), С. 3-7. doi: **10.20998/2409-9295.2020.3.01**.
7. Finite Element Method Magnetics: OldVersions. FEMM 4.2 11Oct2010 Self-Installing Executable. – Режим доступу: <http://www.femm.info/wiki/OldVersions/>. – Дата звертання: 15.06.2017.
8. Мілих В.І. Система автоматизованого формування розрахункових моделей електричних машин для програмного середовища FEMM. *Технічна електродинаміка*, 2018, № 4, С. 74-78. doi: **10.15407/techned2018.04.074**.
9. Мілих В.І., Шилкова Л.В., Ревуженко С.А. Чисельний аналіз магнітного поля циліндричного трифазного індуктора магнітного сепаратора. *Вісник Національного технічного університету «ХПІ»*. Серія: «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії», 2017, № 1(1223), С. 76-82.
10. Мілих В. І., Шилкова Л.В. Чисельно-експериментальний аналіз магнітного поля індуктора магнітного сепаратора на базі асинхронного двигуна. *Вісник Національного технічного університету «ХПІ»*. Серія: «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії», 2018, №5(1281), С. 104-109.

REFERENCES

1. Logvinenko D.D., Sheljakov O.P. *Intensifikacija tehnologicheskikh processov v apparatah s vihrevym sloem* [Intensification of technological processes in apparatus with a vortex layer]. Kiev, Tehnika Publ., 1976. 144 p. (Rus).
2. Belounis A., Mehasni R., Ouil M., Feliachi M., El-Hadi Latreche M. Design with optimization of a magnetic separator for turbulent flowing liquid purifying applications. *IEEE Transactions on Magnetics*, 2015, vol. 51, no. 8, pp. 1-8. doi: **10.1109/TMAG.2015.2424401**.
3. Gerasimov M.D., Loktionov I.O. Dual-use technological solutions. Application prospects. *Vector of Geosciences*, 2019, vol. 2, no. 1, pp. 19-26. (Rus). doi: **10.24411/2619-0761-2019-10003**.
4. Milykh V.I., Shilkova L.V. Numerical-field analysis of the characteristics of a three-phase magnetic field inductor for the treatment of various substances with current stabilization. *Electrical engineering & electromechanics*, 2019, no. 6, pp. 21-28. doi: **10.20998/2074-272X.2019.6.03**.
5. Milykh V.I., Shilkova L.V. Characteristics of a cylindrical inductor of a rotating magnetic field for technological purposes when it is powered from the mains at a given voltage. *Electrical engineering & electromechanics*, 2020, no.2, pp. 13-19. doi: **10.20998/2074-272X.2020.2.02**.

6. Milykh V.I., Shilkova L.V. Experimental research of the three-phase physical model of the magnetic field inductor in the working mode when processing bulk material. *Bulletin of NTU «KhPI»*. Series: «Electric machines and electromechanical energy conversion», 2020, no.3(1357), pp. 3-7. (Ukr). doi: **10.20998/2409-9295.2020.3.01**.
7. *Finite Element Method Magnetics: OldVersions*. FEMM 4.2 11Oct2010 Self-Installing Executable. Available at: <http://www.femm.info/wiki/OldVersions> (accessed 15.06.2017).
8. Milykh V.I. The system of automated formation of electrical machines computational models for the FEMM software environment. *Technical Electrodynamics*, 2018, no.4, pp. 74-78. (Ukr). doi: **10.15407/techned2018.04.074**.
9. Milykh V.I., Shilkova L.V., Revuzhenko S.A. Numerical analysis of the magnetic field of a cylindrical three-phase magnetic separator inductor. *Bulletin of NTU «KhPI»*. Series: «Electric machines and electromechanical energy conversion», 2017, no. 1(1223), pp. 76-82. (Ukr).
10. Milykh V.I., Shilkova L.V. Numerical-experimental analysis of the magnetic field of a magnetic separator inductor on the basis of an asynchronous motor. *Bulletin of NTU «KhPI»*. Series: «Electric machines and electromechanical energy conversion», 2018, no. 5(1281), pp. 104-109. (Ukr).

Поступила (received) 16.07.2020

Мильх Владимир Иванович¹, д.т.н., проф.,
Шилкова Лариса Васильевна¹, ст. преподаватель,
¹Национальный технический университет
«Харьковский политехнический институт»,
61002, Харьков, ул. Кирпичева, 2,
тел/phone +380 57 7076514,
e-mail: mvikemkpi@gmail.com, larisa_lv@ukr.net

V.I. Milykh¹, L.V. Shilkova¹

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

Control current method of the concentration of ferromagnetic elements in the working chamber of the technological inductor of magnetic field during its operation.

Introduction. A rotating magnetic field three-phase inductor designed for the technological processing of various substances is considered. The processing is carried out by ferromagnetic elements in the form of pieces of iron wire moving with a magnetic field. **Problem.** The control problem of the concentration of ferromagnetic elements in the working chamber of the inductor is solved. This is necessary in order to replenish the chamber in time with elements that wear out but without interrupting the processing. **Methodology.** The proposed control method consists in observing the current of the inductor stator winding, which is carried out during its operation and does not require intervention in the technological process of processing. **Results.** The theoretical substantiation of the method is given and a practical calculation evaluation of its adequacy is made on the example of a specific inductor. The theory and practice of the method are based on numerical calculations of the magnetic field, electromagnetic parameters and the angular characteristics of the inductor. **Practical value.** The practical use of the method is to automatically determine the time of reloading the chamber with ferromagnetic elements that are worn out during the inductor operation. This increases the performance of the inductor and eliminates its downtime. References 10, figures 8.

Key words: magnetic field inductor, working chamber, concentration of ferromagnetic elements, current control, numerical field analysis, electromagnetic parameters, angular characteristics.

С.Х. Ошурбеков, В.М. Казакбаев, В.А. Прахт, В.А. Дмитриевский, А.С. Парамонов

АНАЛИЗ ПОТРЕБЛЕНИЯ ЭЛЕКТРОЭНЕРГИИ АСИНХРОННЫМИ ДВИГАТЕЛЯМИ КЛАССОВ ЭФФЕКТИВНОСТИ IE1 И IE2 В НАСОСНОЙ УСТАНОВКЕ МОЩНОСТЬЮ 11 кВт

На сьогоднішній день в країнах Євразійського економічного союзу в основному застосовуються електродвигуни низького класу енергоефективності IE1, відповідно до стандарту МЭК 60034-30 (ГОСТ МЭК 60034-30-1-2016). Однак, згідно з рішенням комісії Євразійського економічного союзу, з 1 вересня 2021 р значення коефіцієнта корисної дії двигунів не повинно бути менше значень, встановлених для класу енергетичної ефективності IE2. Тому для країн Євразійського союзу актуальним стає аналіз економічного ефекту від заміни двигунів класу IE1 на двигуни класу IE2. У даній роботі представлений порівняльний аналіз показників енергоспоживання асинхронних електродвигунів класів енергоефективності IE1 і IE2 в електроприводі відцентрового насоса потужністю 11 кВт системи водопостачання з дросельним регулюванням. Асинхронні двигуни живляться безпосередньо від електричної мережі. Обидві насосні системи мають один і той же графік витрати рідини, характерний для розімкнутих насосних систем. Кількість витрачається насосом води регулюється за рахунок дроселювання. Отримано результати по добовому і річному енергоспоживанню двох розглянутих конфігурацій насосної системи. Показано що система, де застосовується асинхронний двигун класу енергоефективності IE2, забезпечує економію 118,6 євро за рік і 2000 євро за життєвий цикл, в порівнянні з асинхронним двигуном класу IE1. Розрахований термін окупності двигуна класу IE2, який складає 5 місяців в разі введення в дію нової установки і 2 роки, в разі заміни двигуна в працюючій установці. Бібл. 25, табл. 5, рис. 4.

Ключові слова: асинхронний двигун, дросельне регулювання, термін окупності, відцентровий насос, енергоефективність, енергоспоживання.

На сьогоднішній день в країнах Євразійського економічного союзу в основному застосовуються електродвигуни низького класу енергоефективності IE1, відповідно до стандарту МЭК 60034-30 (ГОСТ МЭК 60034-30-1-2016). Однак, згідно з рішенням комісії Євразійського економічного союзу, з 1 вересня 2021 г. значення коефіцієнта корисної дії двигунів не повинно бути менше значень, встановлених для класу енергетичної ефективності IE2. Тому для країн Євразійського союзу актуальним стає аналіз економічного ефекту від заміни двигунів класу IE1 на двигуни класу IE2. У даній роботі представлений порівняльний аналіз показників енергоспоживання асинхронних електродвигунів класів енергоефективності IE1 і IE2 в електроприводі центробежного насоса потужністю 11 кВт системи водопостачання з дросельним регулюванням. Асинхронні двигуни живляться безпосередньо від електричної мережі. Обидві насосні системи мають один і той же графік витрати рідини, характерний для розімкнутих насосних систем. Кількість витрачається насосом води регулюється за рахунок дроселювання. Отримано результати по добовому і річному енергоспоживанню двох розглянутих конфігурацій насосної системи. Показано що система, де застосовується асинхронний двигун класу енергоефективності IE2, забезпечує економію 118,6 євро за рік і 2000 євро за життєвий цикл, в порівнянні з асинхронним двигуном класу IE1. Розрахований термін окупності двигуна класу IE2, який складає 5 місяців в разі введення в дію нової установки і 2 роки, в разі заміни двигуна в працюючій установці. Бібл. 25, табл. 5, рис. 4.

Ключевые слова: асинхронный двигатель, дросельное регулирование, срок окупаемости, центробежный насос, энергоэффективность, энергопотребление.

Введение. Высокая энергоёмкость современной промышленности обуславливает высокую актуальность повышения энергоэффективности производства. Электродвигатели потребляют около 70 % электроэнергии в промышленных приложениях. Поэтому во многих странах мира постепенно вводится запрет на использование двигателей с низкими классами энергоэффективности. Однако в России на настоящий момент применяются в основном электродвигатели низкого класса энергоэффективности IE1, согласно стандарту МЭК 60034-30. Двигатели класса IE2 отечественного производства также представлены на российском рынке [1]. Однако спрос на энергоэффективные двигатели в России мал из-за низкой стоимости электроэнергии, по сравнению со странами Европейского союза. Для сравнения цена на электроэнергию для промышленных потребителей в Германии составляет около 0,2 евро/кВт·ч, а в России – только около 0,057 евро/кВт·ч [2, 3].

В Европейском Союзе с 2017 года в общепромышленных приложениях допустимо применение двигателей классов не ниже, чем IE3, для мощности 0,75-375 кВт. Более того, с 1 июля 2023 года в Европейском Союзе двигатели с мощностью более 75 кВт должны соответствовать классу IE4 [4]. В дальнейшем имеются планы расширения обязательного класса IE4 на двигатели меньшей мощности и перехода к обязательному классу IE5 для мощных двигателей [5]. Стоит отметить, что уже в современных условиях применение двигателей классов IE4 и IE5 может быть оправдано, ввиду высоких, постоянно возрастающих цен на энергоносители и необходимости снижения влияния на окружающую среду [6].

Массовое применение двигателей более высоких классов энергоэффективности позволит существенно сократить энергопотребление, снизить энергоёмкость валового внутреннего продукта, а также будет способствовать улучшению экологической обстановки за

счет снижения выброса вредных веществ при генерации электроэнергии. Применение энергоэффективных двигателей соответствует достижению целей, заявленных в энергетических и экологических стратегиях различных стран: Европейского союза (European Green Deal [6]), США (State Energy Program), Швейцарии (поддерживает Парижское соглашение), Китая (поддерживает Парижское соглашение), Японии (Net Zero Energy Building), Южной Кореи (поддерживает Парижское соглашение), а также Российской Федерации [7] и т.д.

Поэтому, согласно решению комиссии Евразийского экономического союза о требованиях к энергетической эффективности энергопотребляющих устройств [8], с 1 сентября 2021 г. значение КПД для двигателей мощностью 0,75-375 кВт не должно быть меньше значений, установленных для класса энергетической эффективности IE2. А с 1 сентября 2023 г. значение КПД двигателей мощностью 7,5-375 кВт должно соответствовать уже классу IE3. Требование класса IE3 с 1 сентября 2025 г. будет также распространено и для двигателей 0,75-7,5 кВт [8].

Обязательный переход к двигателям класса IE2 в России и странах Евразийского экономического союза позволяет надеяться, что в будущем, пусть и с некоторой временной задержкой, обусловленной объективными экономическими причинами, требования к энергоэффективности двигателей будут приближаться к современным требованиям Европейского союза.

Насосные системы потребляют около 22 % электроэнергии, производимой в мире [9]. Большое количество работ [10-16] посвящено вопросам сопоставления энергопотребления насосных систем с применением различных двигателей с разными IE-классами. Однако во всех этих работах рассматриваются насосные системы с регулированием скорости двигателя с помощью преобразователя частоты. Несмотря на высокий КПД, а также лучшие статические и динамические регулировочные характеристики привода переменного тока с преобразователем частоты, из-за высокой стоимости преобразователя большая часть насосных приводов все еще питается непосредственно от электрической сети [9]. Например, доля регулируемого привода на рынке Германии – около 30 %, а на рынке Швейцарии – 20 % [17]. В России и в других странах СНГ доля частотно-регулируемых электроприводов традиционно ниже, чем в странах Европейского союза.

Для насосов, питающихся напрямую от электрической сети, вопросы сопоставления энергопотребления при применении двигателей с разными IE-классами рассматривается намного реже. Так в [9] рассматривается сравнительный анализ энергопотребления синхронных и асинхронных двигателей классов IE3 и IE4 с прямым питанием от сети в электроприводе центробежного насоса с дроссельным регулированием. Также в [9] показано, что при выборе двигателя необходимо учитывать не только класс энергоэффективности, но и нагрузочный цикл, в котором работает двигатель, и, соответственно, КПД

двигателя при пониженных нагрузках. Однако применение двигателей классов IE3 и IE4 на сегодня поддерживается законодательно не во всех странах.

На основании приведенного выше **обзора литературы**, можно заключить, что вопросы сопоставления двигателей различных классов энергоэффективности в насосных установках с нерегулируемой частотой вращения остаются недостаточно освещенными.

Целью данной работы является сравнительный анализ показателей энергопотребления асинхронных двигателей мощностью 11 кВт, питающихся непосредственно от сети, с классами энергоэффективности IE1 и IE2 в электроприводе центробежного насоса с дроссельным регулированием.

Актуальность данной работы обусловлена необходимостью оценки экономического эффекта от замены двигателей класса IE1 на двигатели класса IE2 для такого распространенного класса механизмов как центробежные насосы, ввиду скорого введения в странах Евразийского союза требований обязательного использования двигателей класса IE2. Для сравнения сопоставляются показатели энергопотребления и стоимость двигателей классов IE1 и IE2 за период жизненного цикла, анализируется срок окупаемости двигателя класса IE2. В работе [18] такой анализ был проведен для частного случая насосного агрегата мощностью 15 кВт. Данная работа расширяет этот анализ.

Характеристики насоса. Для расчета выбран насос Calpeda NM 50/20A/B мощностью 11 кВт [19]. Номинальная частота вращения насоса – 2900 об/мин.

Максимальная производительность насосной системы соответствует точке, в которой расход воды на 10 % больше, чем в точке с наибольшим КПД (англ. «best efficiency point», BEP) $Q_{110\%} = 1,1 \cdot Q_{bep} = 66 \text{ м}^3/\text{час}$.

На рис. 1,а показана каталожная Q - H характеристика насоса [19], а на рис. 1,б – зависимость механической мощности приводного двигателя насоса в зависимости от подачи воды при номинальной частоте вращения [19].

Характеристики асинхронных двигателей. Для расчета были выбраны асинхронные двигатели российского производства: 7AVEC160M2ie1 (класс IE1) и 7AVEC160M2ie2 (класс IE2) серии 7AVE [1], мощностью 11 кВт. Величины КПД этих двигателей в номинальном режиме равны 88,2 и 90 %, соответственно.

В табл. 1 приведены данные о КПД выбранных двигателей в 5 различных нагрузочных режимах. P_{mech} – механическая мощность двигателя; P_n – номинальная механическая мощность двигателя. Также эти данные продемонстрированы на рис. 2.

Рабочие точки насоса. Рассматривается разомкнутая насосная система, расход воды которой изменяется в диапазоне от 75 до 110 % расхода Q_{bep} , соответствующего рабочей точке насоса с наибольшим КПД (англ. «best efficiency point», BEP). 25 % времени насос работает в точке с расходом $0,75 \cdot Q_{bep}$, 50 % времени – с расходом Q_{bep} , и еще 25 % времени – с расходом $1,1 \cdot Q_{bep}$. Эта зависимость с помощью диаграмм

мы показана на рис. 3. Данный график нагрузки рекомендуется объединением производителей Eurorimp для оценки энергопотребления насосов с нерегулируемым приводом [20].

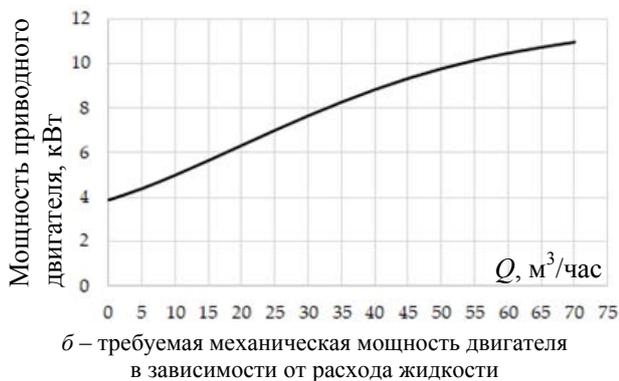
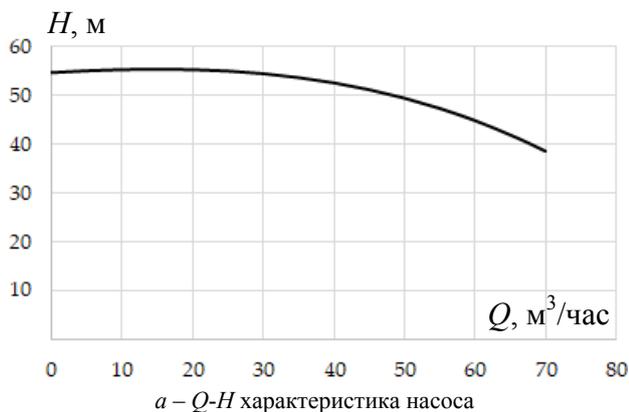


Рис. 1

Таблица 1

Данные о КПД двигателей

Двигатель	КПД двигателя, %				
	$P_{mech} = 0,25 \cdot P_n$	$P_{mech} = 0,5 \cdot P_n$	$P_{mech} = 0,75 \cdot P_n$	$P_{mech} = P_n$	$P_{mech} = 1,25 \cdot P_n$
АД IE1	79,5	86,6	88,4	88,2	85,8
АД IE2	83,8	89,2	90,4	90	88,5

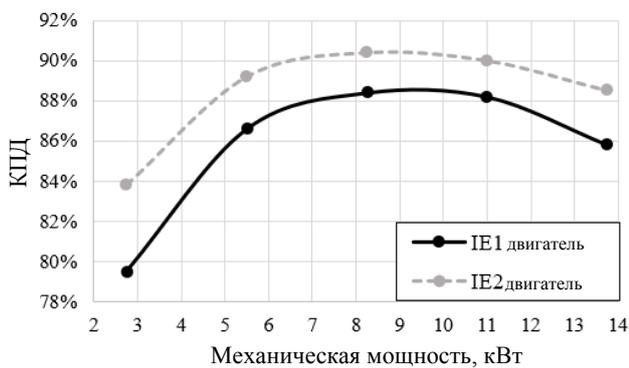


Рис. 2. Кривые КПД двигателей

При максимальном расходе воды ($Q = 1,1 \cdot Q_{ber}$), задвижка полностью открывается, а для обеспечения расходов, равных Q_{ber} и $0,75 \cdot Q_{ber}$ задвижка частично закрывается, чтобы характеристика системы изменялась, а точка ее пересечения с характеристикой насоса перемещалась влево. На рис. 4 показаны Q - H характе-

ристика насоса и характеристики гидравлической системы в различных рабочих точках.

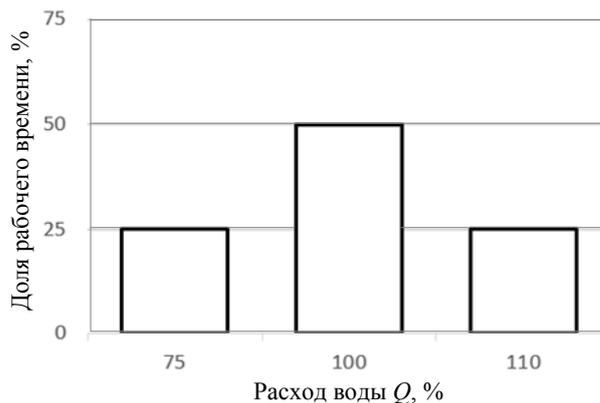


Рис. 3. Диаграмма расхода воды за цикл [20]

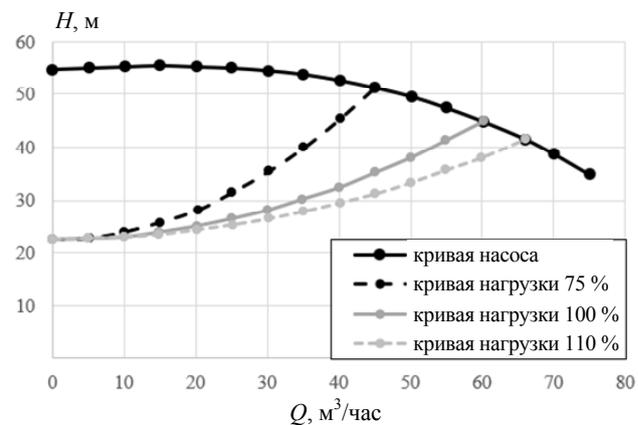


Рис. 4. Q - H характеристика насоса и кривые системы

Для оценки энергопотребления в первую очередь рассчитывается механическая мощность приводного двигателя, в трех режимах, показанных на рис. 3. При регулировании расхода воды дросселированием рабочие точки насосной системы перемещаются по Q - H характеристике насоса за счет измерения характеристики гидравлической системы. Характеристика гидравлической системы описывается следующим уравнением [9]:

$$H = H_{st} + k \cdot Q^2, \quad (1)$$

где Q и H – требуемые значения подачи воды и напора гидравлической системы (гидравлической нагрузки); H_{st} – статический напор гидравлической системы ($H_{st} = H_{ber} / 2 = 22,5$ м); k – коэффициент трения гидравлической системы, значение которого зависит от величины открытия задвижки.

В табл. 2 приведены результаты расчета механической мощности (P_{mech}) и других характеристик насоса при трех разных расходах воды, соответствующих рис. 3.

Таблица 2

Данные цикла работы насоса

$Q, \%$	$k, \text{ час}^2/\text{м}^5$	$Q, \text{ м}^3/\text{час}$	$H, \text{ м}$	КПД насоса, %	$P_{mech}, \text{ кВт}$
75	0,014	45	51,31	67,3	9,35
100	0,006	60	45,00	70,3	10,47
110	0,004	66	41,47	69,2	10,78

Коэффициент трения при различных Q рассчитывается, исходя из (1), как $k = (H - H_{st}) / Q^2$.

КПД насоса рассчитывается как P_{hydr} / P_{mech} , где $P_{hydr} = \rho \cdot g \cdot H \cdot Q$ – гидравлическая мощность насоса; $\rho = 1000 \text{ кг/м}^3$ – плотность жидкости; $g = 9,81 \text{ м/с}^2$ – ускорение свободного падения; P_{mech} определяется, согласно зависимости, показанной на рис. 1,б.

Энергопотребление насосного агрегата. Значения КПД двигателей в разных рабочих точках (табл. 3), находятся согласно зависимостям, показанным на рис. 2.

Таблица 3

КПД двигателей в рассматриваемых рабочих точках насоса

Q, %	P _{mech} , кВт	КПД двигателя, %	
		IE1 АД	IE2 АД
75	9,35	88,32	90,24
100	10,47	88,24	90,08
110	10,78	88,22	90,03

Используя данные из табл. 3, можно найти величины потребляемой электрической мощности в рассматриваемых рабочих точках, согласно формуле:

$$P_1 = P_{mech} / \eta_{motor}, \quad (2)$$

где η_{motor} – КПД двигателя.

Результаты такого расчёта показаны в табл. 4, в которой $i = 1..3$ – номер рассматриваемой нагрузочной точки.

Таблица 4

Электрические мощности, потребляемые двигателями, в рассматриваемых рабочих точках насоса

i	Q, %	t _i / t _{sum} , %	P ₁ , кВт	
			АД класса IE1	АД класса IE2
1	75	25	10,585	10,360
2	100	50	11,865	11,623
3	110	25	12,223	11,997

С помощью полученных результатов (табл. 4) вычислим дневную потребляемую электроэнергию (E_{day}), годовую потребляемую электроэнергию (E_{year}), сумму годовых затрат на электроэнергию (C_{year}) и годовую экономию средств (S_{year}) для насосной системы с двигателем класса IE2, по сравнению с насосной системой с двигателем класса IE1 [9]:

$$E_{day} = \frac{t_{sum}}{1000} \cdot \sum_{i=1}^3 \left(P_{1i} \cdot \frac{t_i}{t_{sum}} \right); \quad (3)$$

$$E_{year} = E_{day} \cdot 365; \quad (4)$$

$$C_{year} = E_{year} \cdot GT; \quad (5)$$

$$S_{year} = C_{year1} - C_{year2}, \quad (6)$$

где t_i / t_{sum} – доля рабочего времени i -го режима работы; t_{sum} – продолжительность рабочего цикла (24 часа); $GT = 0,057 \text{ евро/кВт}\cdot\text{ч}$ – тариф на электроэнергию в России за 1 кВт·ч для промышленности (Москва, 2019 год) [2]; C_{year1} и C_{year2} – сумма годовых затрат на электроэнергию первой (при использовании двигателя класса IE1) и второй (двигатель класса IE2) конфигурации насосной системы.

Также оценим потребление энергии в течение всего жизненного цикла насосной системы, который обычно составляет 20 лет [21]. Оценка стоимости энергии в течение всего жизненного цикла насосной системы определяется следующей формулой [21]:

$$C_{lcc} = \sum_{m=1}^n \left(\frac{C_{year\ m}}{(1 + [y - p])^m} \right), \quad (7)$$

где $C_{year\ m}$ – сумма затрат на электроэнергию m -того года; y – процентная ставка Центрального Банка ($y = 0,06$); p – ожидаемая годовая инфляция ($p = 0,04$); n – срок службы системы ($n = 20$ лет).

Результаты расчета по формулам (3) – (7) приведены в табл. 5.

Таблица 5

Сравнение параметров энергопотребления

Параметры	E_{day} , кВт·час	E_{year} , кВт·час	C_{year} , евро	S_{year} , евро/год	C_{lcc} , тыс. евро
АД IE1	279,2	101921	5 809	–	95,0
АД IE2	273,5	99827	5 690	118,6	93,0

Как видно из табл. 5, годовая экономия S_{year} составляет 118,6 евро при применении двигателя класса IE2, в сравнении с двигателем класса IE1. Экономия за 20 лет (разность C_{lcc} двух двигателей) составляет 2000 евро с учетом процентной ставки и инфляции.

Также на основе полученных данных произведем расчет срока окупаемости при использовании двигателя класса IE2. По данным статьи [22], разница в стоимости активных материалов асинхронного двигателя 7AVE мощностью 13 кВт и класса IE1 и IE2, составляет всего 6,7 % (в статье [22] нет данных об активных материалах для двигателя с мощностью 11 кВт). Однако разница в рыночной цене асинхронных электродвигателей соседних классов энергоэффективности серии 7AVE [1], согласно [23], составляет 20-25 %. Срок окупаемости рассчитаем для двух случаев:

- 1) при введении в строй нового насосного агрегата с применением АД класса IE2 вместо АД класса IE1;
- 2) при замене АД класса IE1 на АД класса IE2 в насосном агрегате, находящемся в эксплуатации.

В первом случае срок окупаемости определяется как отношение разницы стоимости двигателей класса IE1 и IE2, к годовой экономии электроэнергии [24] (8):

$$T = (C_{m2} - C_{m1}) / S_{year}, \quad (8)$$

где T – величина срока окупаемости системы, год; $C_{m1} = 194,21 \text{ евро}$ – стоимость асинхронного двигателя класса IE1 [25]; $C_{m2} = 1,25 \cdot C_{m1} = 242,76 \text{ евро}$ – стоимость асинхронного двигателя класса IE2 [23].

Во втором случае рассчитаем срок окупаемости как:

$$T = C_{m2} / S_{year}. \quad (9)$$

Сроки окупаемости, рассчитанные по формулам (8) и (9), составляют 0,41 год (примерно 5 месяцев) при введении в строй нового насосного агрегата с АД IE2 и 2,03 лет при замене АД класса IE1 на АД класса IE2 в существующем агрегате.

Выводы.

В данной работе проведено сравнение показателей энергоэффективности насосного агрегата мощностью 11 кВт при использовании асинхронных двигателей классов IE1 и IE2. В обоих случаях рассматривается одинаковый график расхода жидкости, характерный для разомкнутых насосных систем. Расход жидкости регулируется за счет дросселирования трубопровода.

Показано, что система, в которой применяется асинхронный двигатель класса IE2, обеспечивает

экономию 118,6 евро за год и 2000 евро (с учетом процентной ставки и инфляции) за жизненный цикл, по сравнению с системой, в которой применяется асинхронный двигатель класса IE1.

Срок окупаемости при использовании более дорогого двигателя класса IE2 вместо двигателя класса IE1, составляет 5 месяцев при введении в строй нового насосного агрегата и 2,03 года при замене двигателей в насосном агрегате, находящемся в эксплуатации.

Малый срок окупаемости для первого случая позволяет сделать вывод об очень большой рентабельности применения двигателей класса IE2 в новых установках при действующих ценах на двигатели и электроэнергию.

Работа выполнена при финансовой поддержке Министерства науки и высшего образования РФ (базовая часть госзадания, проект No. FEUZ-2020-0060).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Технический каталог. Серия низковольтных асинхронных двигателей 7AVE, габариты 160-315 мм, классы энергоэффективности IE1, IE2, IE3. Электронный ресурс: <http://www.xn--h1aamb1s2f.xn--p1ai/produkcziya/elektrodvigateli/nizkovoltnye-asinhronnye-dvigateli-7ave/>.
2. Тарифы на электроэнергию для средних предприятий в 2020. Электронный ресурс: <https://time2save.ru/articles/tarifyna-elektroenergiyu-dlya-srednih-predpriyatij-v-2018>.
3. Eurostat Data for the Industrial Consumers in Germany. Available at: https://appsso.eurostat.ec.europa.eu/nui/show.do?dataset=nrg_pc_205&lang=en.
4. Commission Regulation (EU) 2019/1781 of 1 October 2019 laying down ecodesign requirements for electric motors and variable speed drives pursuant to Directive 2009/125/EC of the European Parliament and of the Council, amending Regulation (EC) No 641/2009 with regard to ecodesign requirements for glandless standalone circulators and glandless circulators integrated in products and repealing Commission Regulation (EC) No 640/2009, Document 32019R1781. Available at: <https://eur-lex.europa.eu/eli/reg/2019/1781/oj>.
5. Doppelbauer M. Update on IEC motor and converter standards. *6th International Motor Summit for Energy Efficiency powered by Impact Energy*, Motor Summit, 2016.
6. *Annex to the Communication from the Commission to the European Parliament, the European Council, the Council, the European Economic and Social Committee and the Committee of the Regions. The European Green Deal*. Brussels, 11.12.2019, COM (2019) 640 final. Available at: https://ec.europa.eu/info/sites/info/files/european-green-deal-communication-annex-roadmap_en.pdf.
7. Российский план по снижению выбросов парниковых газов до 2050 года. Электронный ресурс: https://economy.gov.ru/material/file/babacbb75d32d90e28d3298582d13a75/proekt_strategii.pdf.
8. Решение Совета Евразийской экономической комиссии от 8 августа 2019 г. N 114 «О техническом регламенте Евразийского экономического союза «О требованиях к энергетической эффективности энергопотребляющих устройств». Электронный ресурс: <https://www.garant.ru/products/ipo/prime/doc/73240518>.
9. Гоман В.В., Ошурбеков С.Х., Казакбаев В.М., Прахт В.А., Дмитриевский В.А. Сравнение энергопотребления различными электродвигателями, работающими в составе насосного агрегата. *Электротехника і електромеханіка*, 2020, №1, С. 16-24. doi: [10.20998/2074-272X.2020.1.03](https://doi.org/10.20998/2074-272X.2020.1.03).
10. Ahonen T., Orozco S.M., Ahola J., Tolvanen J. Effect of electric motor efficiency and sizing on the energy efficiency in pumping systems. *2016 18th European Conference on Power Electronics and Applications (EPE'16 ECCE Europe)*, Sep. 2016, Karlsruhe, pp. 1-9. doi: [10.1109/EPE.2016.7695671](https://doi.org/10.1109/EPE.2016.7695671).
11. Van Rhyn P., Pretorius J.H.C. Utilising high and premium efficiency three phase motors with VFDs in a public water supply system. *2015 IEEE 5th International Conference on Power Engineering, Energy and Electrical Drives (POWERENG)*, May 2015, Riga, pp. 497-502. doi: [10.1109/PowerEng.2015.7266367](https://doi.org/10.1109/PowerEng.2015.7266367).
12. Brinner T.R., McCoy R.H., Kopecky T. Induction versus permanent-magnet motors for electric submersible pump field and laboratory comparisons. *IEEE Transactions on Industry Applications*, 2014, vol. 50, no. 1, pp. 174-181. doi: [10.1109/TIA.2013.2288203](https://doi.org/10.1109/TIA.2013.2288203).
13. Safin N., Kazakbaev V., Prakht V., Dmitrievskii V., Sarapulov S. Interpolation and analysis of the efficiency of a synchronous reluctance electric drive at various load points of a fan profile. *2018 25th International Workshop on Electric Drives: Optimization in Control of Electric Drives (IWED)*, Moscow, 2018, pp. 1-5. doi: [10.1109/IWED.2018.8321372](https://doi.org/10.1109/IWED.2018.8321372).
14. Kazakbaev V., Prakht V., Dmitrievskii V., Ibrahim M., Oshurbekov S., Sarapulov S. Efficiency Analysis of Low Electric Power Drives Employing Induction and Synchronous Reluctance Motors in Pump Applications. *Energies*, 2019, vol. 12, no. 6, p. 1144. doi: [10.3390/en12061144](https://doi.org/10.3390/en12061144).
15. Kazakbaev V.M., Prakht V.A., Dmitrievskii V.A. A comparative performance analysis of induction and synchronous reluctant motors in an adjustable-speed electric drive. *Russian Electrical Engineering*, 2017, vol. 88, no. 4, pp. 233-238. doi: [10.3103/s106837121704009](https://doi.org/10.3103/s106837121704009).
16. Kazakbaev V., Prakht V., Dmitrievskii V., Sarapulov S., Askerov D. Comparison of power consumption of synchronous reluctance and induction motor drives in a 0.75 kW pump unit. *2017 International Siberian Conference on Control and Communications (SIBCON)*, Jun. 2017, Astana, pp. 1-6. doi: [10.1109/SIBCON.2017.7998485](https://doi.org/10.1109/SIBCON.2017.7998485).
17. Phillips R., Tieben R. Improvement of Electric Motor Systems in Industry (IEMSI). *Proceedings of the 10th international conference on energy efficiency in motor driven systems (EEMODS' 2017)*, Rome, Italy, September 6-8, 2017. pp. 53-67. doi: [10.2760/345473](https://doi.org/10.2760/345473).
18. Oshurbekov S., Kazakbaev V., Prakht V., Dmitrievskii V. Comparative Study of Energy Consumption of 15 kW Induction Motors of IE1 and IE2 Efficiency Classes in Pump Applications. *Proceedings of 2020 XI International Conference on Electrical Power Drive Systems (ICEPDS)*, Saint-Petersburg, Russia, 2020, October 04-07, pp. 1-6. (Accepted for publication).
19. *NM, NMS, Close Coupled Centrifugal Pumps with Flanged Connections; Catalogue*; Calpeda, 2018. Available at: https://www.calpeda.com/system/products/catalogue_50hzs/53/en/NM_NMS_EN2018.pdf?1549893188 (accessed 23 March 2019).
20. *Extended product approach for pumps*, Copyright © 2014 by Europump. Published by Europump.
21. *Pump Life Cycle Costs: A Guide to LCC Analysis for Pumping Systems. Executive Summary*. Hydraulic Institute (Parsippany, NJ); Europump (Brussels, Belgium); Office of Industrial Technologies Energy Efficiency and Renewable

Energy U.S. Department of Energy (Washington, DC). January 2001, pp. 1–19. Available at: https://www.energy.gov/sites/prod/files/2014/05/f16/pumplcc_1001.pdf.

22. Беспалов В.Я., Кобелев А.С., Кругликов О.В., Макаров Л.Н. Разработка и освоение производства энергоэффективных асинхронных двигателей массовых серий. *Электротехника*, 2015, №4, С. 34–40. doi: **10.3103/S1068371215040033**.

23. Кобелев А.С. Двигатели с литым медным ротором: шпaгaт между ценой и эффективностью. *Конструктор. Машиностроитель, журнал*, 2020. Электронный ресурс: <https://konstruktor.net/podrobnee-elekt/dvigateli-s-litym-mednym-rotorom-shpagat-mezhdu-cenoi-i-ehffektivnostju-2464.html>.

24. Тютёва П.В. Алгоритм оценки энергоэффективности работы асинхронных двигателей в насосных агрегатах. *Известия Томского политехнического университета*, 2009, Т. 315, № 4, С. 75–79.

25. Прайс-лист, асинхронные двигатели серии АИР, класса IE1. Электронный ресурс: <http://www.a-a-a.ru/01-pr.html>.

REFERENCES

1. *Technical catalog. Series of low-voltage asynchronous motors 7AVE, dimensions 160-315mm, energy efficiency classes IE1, IE2, IE3*. Available at: <http://www.xn--h1aamb1s2f.xn--plai/produkcziya/elektrodvigateli/nizkovoltnye-asinhronnye-dvigateli-7ave/> (accessed 01 May 2020). (Rus).

2. *Electricity tariffs for medium-sized enterprises in 2020*. Available at: <https://time2save.ru/articles/tarify-na-elektroenergiyu-dlya-srednih-predpriyatij-v-2018> (accessed on 11 July 2020). (Rus).

3. *Eurostat Data for the Industrial Consumers in Germany*. Available at: https://appsso.eurostat.ec.europa.eu/nui/show.do?dataset=nrg_pc_205&lang=en.

4. *Commission Regulation (EU) 2019/1781* of 1 October 2019 laying down ecodesign requirements for electric motors and variable speed drives pursuant to Directive 2009/125/EC of the European Parliament and of the Council, amending Regulation (EC) No 641/2009 with regard to ecodesign requirements for glandless standalone circulators and glandless circulators integrated in products and repealing Commission Regulation (EC) No 640/2009, Document 32019R1781. Available at: <https://eur-lex.europa.eu/eli/reg/2019/1781/oj>.

5. Doppelbauer M. Update on IEC motor and converter standards. *6th International Motor Summit for Energy Efficiency powered by Impact Energy*, Motor Summit, 2016.

6. *Annex to the Communication from the Commission to the European Parliament, the European Council, the Council, the European Economic and Social Committee and the Committee of the Regions*. The European Green Deal. Brussels, 11.12.2019, COM (2019) 640 final. Available at: https://ec.europa.eu/info/sites/info/files/european-green-deal-communication-annex-roadmap_en.pdf.

7. *Long-term development strategy of the Russian Federation with low greenhouse gas emissions until 2050*. Available at: https://economy.gov.ru/material/file/babacbb75d32d90e28d3298582d13a75/proekt_strategii.pdf (accessed 20 March 2020). (Rus).

8. Decision of the Council of the Eurasian Economic Commission of August 8, 2019 no. 114 «On the technical regulation of the Eurasian Economic Union «On requirements for the energy efficiency of energy-consuming devices». Available at: <https://www.garant.ru/products/ipo/prime/doc/73240518> (accessed 11 May 2020). (Rus).

9. Goman V.V., Oshurbekov S.Kh., Kazakbaev V.M., Prakht V.A., Dmitrievskii V.A. Comparison of energy consumption of various electrical motors operating in a pumping unit. *Electrical engineering & electromechanics*, 2020, no. 1, pp. 16–24. doi: **10.20998/2074-272X.2020.1.03**.

10. Ahonen T., Orozco S.M., Ahola J., Tolvanen J. Effect of electric motor efficiency and sizing on the energy efficiency in pumping systems. *2016 18th European Conference on Power Electronics and Applications (EPE'16 ECCE Europe)*, Sep. 2016, Karlsruhe, pp. 1–9. doi: **10.1109/EPE.2016.7695671**.

11. Van Rhyn P., Pretorius J.H.C. Utilising high and premium efficiency three phase motors with VFDs in a public water supply system. *2015 IEEE 5th International Conference on Power Engineering, Energy and Electrical Drives (POWERENG)*, May 2015, Riga, pp. 497–502. doi: **10.1109/PowerEng.2015.7266367**.

12. Brinner T.R., McCoy R.H., Kopecky T. Induction versus permanent-magnet motors for electric submersible pump field and laboratory comparisons. *IEEE Transactions on Industry Applications*, 2014, vol. 50, no. 1, pp. 174–181. doi: **10.1109/TIA.2013.2288203**.

13. Safin N., Kazakbaev V., Prakht V., Dmitrievskii V., Sarapulov S. Interpolation and analysis of the efficiency of a synchronous reluctance electric drive at various load points of a fan profile. *2018 25th International Workshop on Electric Drives: Optimization in Control of Electric Drives (IWED)*, Moscow, 2018, pp. 1–5. doi: **10.1109/IWED.2018.8321372**.

14. Kazakbaev V., Prakht V., Dmitrievskii V., Ibrahim M., Oshurbekov S., Sarapulov S. Efficiency Analysis of Low Electric Power Drives Employing Induction and Synchronous Reluctance Motors in Pump Applications. *Energies*, 2019, vol. 12, no. 6, p. 1144. doi: **10.3390/en12061144**.

15. Kazakbaev V.M., Prakht V.A., Dmitrievskii V.A. A comparative performance analysis of induction and synchronous reluctant motors in an adjustable-speed electric drive. *Russian Electrical Engineering*, 2017, vol. 88, no. 4, pp. 233–238. doi: **10.3103/s106837121704009**.

16. Kazakbaev V., Prakht V., Dmitrievskii V., Sarapulov S., Askerov D. Comparison of power consumption of synchronous reluctance and induction motor drives in a 0.75 kW pump unit. *2017 International Siberian Conference on Control and Communications (SIBCON)*, Jun. 2017, Astana, pp. 1–6. doi: **10.1109/SIBCON.2017.7998485**.

17. Phillips R., Tieben R. Improvement of Electric Motor Systems in Industry (IEMSI). *Proceedings of the 10th international conference on energy efficiency in motor driven systems (EEMODS' 2017)*, Rome, Italy, September 6–8, 2017. pp. 53–67. doi: **10.2760/345473**.

18. Oshurbekov S., Kazakbaev V., Prakht V., Dmitrievskii V. Comparative Study of Energy Consumption of 15 kW Induction Motors of IE1 and IE2 Efficiency Classes in Pump Applications. *Proceedings of 2020 XI International Conference on Electrical Power Drive Systems (ICEPDS)*, Saint-Petersburg, Russia, 2020, October 04–07, pp. 1–6. (Accepted for publication).

19. NM, NMS, *Close Coupled Centrifugal Pumps with Flanged Connections; Catalogue*; Calpeda, 2018. Available at: https://www.calpeda.com/system/products/catalogue_50hzs/53/en/NM_NMS_EN2018.pdf?1549893188 (accessed 23 March 2019).

20. *Extended product approach for pumps*, Copyright © 2014 by Europump. Published by Europump.

21. *Pump Life Cycle Costs: A Guide to LCC Analysis for Pumping Systems. Executive Summary*. Hydraulic Institute (Parsippany, NJ); Europump (Brussels, Belgium); Office of Industrial Technologies Energy Efficiency and Renewable

Energy U.S. Department of Energy (Washington, DC). January 2001, pp. 1–19. Available at: https://www.energy.gov/sites/prod/files/2014/05/f16/pumplcc_1001.pdf.

22. Bepalov V.Y., Kobelev A.S., Kruglikov O.V., Makarov L.N. Constructing and mastering the production of energy-efficient asynchronous motors of mass-market series. *Russian Electrical Engineering*, 2015, vol. 86, no. 4, pp. 194-200. doi: **10.3103/S1068371215040033**.

23. Kobelev A.S. Cast copper rotor motors: between the price and the performance. *Constructor. Mechanical engineer Journal*, 2020. Available at: <https://konstruktor.net/podrobnee-ekonomicheskoe-srovnaniye-rotornykh-dvigateli-s-litym-mednym-rotorom-shpagat-mezhdu-cenoj-i-ehffektivnostju-2464.html> (Accessed 11 May 2020). (Rus).

24. Tyuteva P.V. Algorithm for evaluating the energy efficiency of asynchronous motors in pumping units. *Bulletin of the Tomsk Polytechnic University*, 2009, vol. 315, no. 4, pp. 75-79. (Rus).

25. Price list, induction motors of the AIR series, class IE1. Available at: <http://www.a-a-a.ru/01-pr.html> (Accessed 22 June 2020). (Rus).

Поступила (received) 12.07.2020

Ошурбеков Сафарбек Хосабекович¹,
Казакбаев Вадим Маратович¹, к.т.н.,
Практ Владимир Алексеевич¹, к.т.н.,
Дмитриевский Владимир Алексеевич¹, к.т.н.,
Парамонов Алексей Сергеевич¹,

¹ Уральский федеральный университет,
620002, Российская Федерация, Екатеринбург,
ул. Мира, 19,
e-mail: safarbek.oshurbekov@urfu.ru,
vadim.kazakbaev@urfu.ru,
va.prakht@urfu.ru,
vladimir.dmitrievsky@urfu.ru,
paramonov.aleksey@inbox.ru

S.Kh. Oshurbekov¹, V.M. Kazakbaev¹,
V.A. Prakht¹, V.A. Dmitrievskii¹, A.S. Paramonov¹

¹ Ural Federal University,
19, Mira Str., Ekaterinburg, 620002, Russia.

Analysis of electricity consumption of induction motors of IE1 and IE2 efficiency classes in a 11 kW pump installation.

Purpose. Comparative analysis of energy consumption indicators of electric motors of different energy efficiency classes in an electric drive of a centrifugal pump with power of 11 kW of a water supply system with throttle regulation. **Methodology.** In this paper a comparison of energy consumption of 11 kW pump units with induction motors of energy efficiency classes IE1 and IE2 is presented. The induction motors are powered directly from the mains. Both considered pump configurations have the same fluid flow rate characteristic of open pump systems. The amount of water consumed by the pump is adjusted by throttling. **Results.** The results on the daily and annual energy consumption of the two considered pump system configurations are obtained. It is shown that the pump unit using the IE2 class motor provides the annual energy savings of 9.65 thousand rubles and the life cycle energy savings of 158 thousand rubles compared to the IE1 class motor. The payback period of the IE2 class motor is calculated, which is 5 months if a new installation is commissioned and 2 years if the motor is replaced in an operating installation. **Practical value.** Nowadays the countries of the Eurasian Economic Union mainly use electric motors of the lowest energy efficiency class IE1, according to the IEC 60034-30 Standard (GOST IEC 60034-30-1-2016). However, according to the decision of the Commission of the Eurasian Economic Union, since the 1st of September, 2021 all general-purpose motors shall not be less efficient than the IE2 efficiency level. Therefore, the analysis of the economic effect of replacing IE1 class motors with IE2 class motors becomes relevant for the countries of the Eurasian Union. Pump drives are one of the most important consumers of electricity. Most of the pump drives are powered directly from the mains. References 25, tables 5, figures 4.

Key words: induction motor, throttle control, payback period, centrifugal pump, energy efficiency, energy consumption.

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

STRUCTURAL-PARAMETRIC SYNTHESIS OF ROLLING MILLS MULTI-MOTOR ELECTRIC DRIVES

Aim. Improving of control accuracy by rolling strip thickness and tension and reducing of sensitivity to changes of plant parameters based on structural-parametric synthesis of robust control by rolling mills multi-motor electric drives with parametric uncertainty. Methodology. The method of structural-parametric synthesis of robust control by rolling mills multi-motor electric drives with parametric uncertainty which improves control accuracy by rolling strip thickness and tension and reducing of sensitivity to changes of plant parameters is developed. The method based on the multi-criteria game decision in which payoff vectors are dispersions of longitudinal thickness and tension of the rolled. The calculation of the payoff vector associated with modeling of the synthesized system with different input signals and for various values of the plant parameters for various modes of operation of the system. The multi criterion game solution is calculated based on particles multiswarm optimization algorithms. Results. The results of the structural-parametric synthesis of robust control by 740 three-stand cold rolling mills multi-motor electric drives are presented. Comparisons of the strip thickness and tension accuracy of the synthesized robust system with the existing system are completed. It is showed that the use of synthesized robust controllers allowed to improve strip thickness and tension accuracy and reduce the sensitivity of the system to changes of plant parameters in comparison with the existing system. Originality. For the first time the method of structural-parametric synthesis of robust control by rolling mills multi-motor electric drives with parametric uncertainty based on multi-criteria game decision and particles multiswarm optimization algorithms to improve the control accuracy by rolling strip thickness and tension and to reduce of sensitivity to changes of plant parameters is developed. Practical value. Practical recommendations on reasonable choice of the structure and parameters of robust control by 740 three-stand cold rolling mills multi-motor electric drives to improving of control accuracy by rolling strip thickness and tension and reducing of sensitivity to changes of plant parameters are given. References 20, figures 2.

Key words: rolling mill, multi-motor electric drive, rolling strip thickness and tension control, computer simulation.

Цель. Повышение точности регулирования толщины и натяжения прокатываемой полосы и снижение чувствительности к изменениям параметров объекта управления на основе структурно-параметрического синтеза робастного управления многодвигательными электроприводами прокатных станков с параметрической неопределенностью. Методология. Разработан метод структурно-параметрического синтеза робастного управления многодвигательными электроприводами прокатных станков с параметрической неопределенностью, который позволяет повысить точность регулирования толщины и натяжения прокатываемой полосы и снизить чувствительность к изменениям параметров объекта управления. Метод основан на решении многокритериальной игры, в которой вектором выигрыша являются дисперсии продольной толщины и натяжения прокатываемой полосы. Вычисление вектора выигрыша связано с моделированием синтезированной системы при различных входных сигналах, для различных значений параметров объекта управления и в различных режимах работы. Решение многокритериальной игры основано на алгоритмах оптимизации роом частиц. Результаты. Приводятся результаты структурно-параметрического синтеза робастного управления многодвигательным электроприводом трехклетьевого стана холодной прокатки 740. Проведено сравнение точности регулирования толщины и натяжения полосы в синтезированной робастной и в существующей системах. Показано, что применение синтезированного робастного регулятора позволило повысить точность регулирования толщины и натяжения полосы и снизить чувствительность системы к изменениям параметров объекта управления по сравнению с существующей системой. Оригинальность. Впервые разработан метод структурно-параметрического синтеза робастного управления многодвигательными электроприводами прокатных станков с параметрической неопределенностью на основе решения многокритериальной игры и алгоритмов оптимизации роом частиц для повышения точности регулирования толщины и натяжения прокатываемой полосы и снижения чувствительности к изменениям параметров объекта управления. Практическая ценность. Даны практические рекомендации по обоснованному выбору структуры и параметров робастного управления трехклетьевым станом холодной прокатки 740 для повышения точности регулирования толщины и натяжения прокатываемой полосы и снижение чувствительности к изменениям параметров объекта управления. Библ. 20, рис. 2.

Ключевые слова: прокатный стан, многодвигательный электропривод, регулирование толщины и натяжения прокатываемой полосы, компьютерное моделирование.

Introduction. A rolling mill is complex multi-motor unit in which individual stands are interconnected by a rolling metal strip [1-5]. The multi stands rolling rolls rates using the main electric drives must be strictly coordinated to maintain a given strip tension in the inter-chain spaces. In addition, in hot rolling mills, loopers electric drives are used to control by strip tension. The strip tension is controlled by a simultaneous change the looper elevation angle and a coordinated change of the rolls rates of the previous and subsequent stands [6-9]. By means of front and rear winders, the specified strip tension at the inlet and outlet of the rolling mill is

controlled. Regulation of the rolling rolls position is carried out with the help of electric drives of pressure screws [10-14].

The regulation system uses gauges of thickness, tension and speed of movement of the rolled strip at the inlet and outlet of the rolling mill, as well as in the inter-clearances [15-18].

The rolling process is accompanied by fluctuations in technological parameters – thickness, rolling pressure, strip tension, etc. Moreover, if the fluctuations in the strip thickness are caused by both the unevenness of the

thickness and mechanical properties of the rolled products, as well as by the eccentricities of the rolls of the rolling stand, then the fluctuations in the strip tension and proportional fluctuations in the currents of the main drives are due to the presence of elastic elements in the transmissions of the rolling moment from the drive motor to the rolling roll.

Fluctuations of the rolling mill rolls due to the presence of elastic elements (natural vibrations) have a decisive influence on the quality of the rolled products and are referred to as «vibrations». At the same time, in rolling mills, the frequencies of natural vibrations are in the range of 10-70 Hz [16–18].

The strip tension is influenced to the output strip thickness, so there is a fundamental possibility of «thin» thickness control by influencing the peripheral of the rolls rates (the main drives rates). In addition, the strip tension contributes to the production of a higher quality of strip with respect to the thickness difference in the strip width, which obtained due to the uneven production of work rolls «barrels».

Strip tension is an important technological factor that ensures the normal operation of the entire mill. The strip tension is a complex function of the speed difference of two adjacent stands and created due to the traction force of the drive motor of each subsequent stand. With a change in tension, the pressure of the metal on the rolls changes: with an increase in tension, the pressure of the metal on the rolls decreases, with a decrease in tension, the pressure increases. This is true for both front and rear strip tension changes. A metal pressure change on the rolls, in turn, leads to a change in the elastic deformation of the cage elements, i.e. at the same position of the pressure screws, the output strip thickness may be different.

Therefore, the design of advanced automatic control systems for a rolling mill requires the consideration of a multi-motor electromechanical mill system as a single electromechanical system. The synthesis of control systems by geometric parameters of multi-strand rolling mill is a complex problem that has a high dimension and cannot be solved by traditional methods.

The purpose of the work is improving of control accuracy by rolling strip thickness and tension and reducing of sensitivity to changes of plant parameters based on structural-parametric synthesis of robust control by rolling mills multi-motor electric drives with parametric uncertainty.

Problem statement. Let us consider the main provisions of the concept for design of automated control by rolling technological processes based on the synthesis of a two-level optimal control, which allows to synthesize optimal control systems for the main drives roll rate, position of pressure screws, positions of loop holders and of individual rolling stands at the lower level, and to synthesize optimal controllers at the upper level automatic control systems by thickness, tension, and loop of rolling strip.

Mathematical models of electric drives. At the beginning let us consider the mathematical models of

electric drives which is need to synthesize of control systems by the position of pressure screws, positions of loop holders and rate of the main drives for individual rolling stands.

All the main electric drives of newly built rolling mills are AC electric drives. Upgrading of existing main drive lines due to limited production space, existing DC motors replaced by AC motors. These motors have a greater degree of load, higher dynamics due to a decrease in the moment of inertia of the rotor and almost twice as much output power with the same requirements for the size of the installation site. In addition, synchronous motors have higher efficiency, a large available field weakening zone and high accuracy of torque maintenance.

Each individual main drive has its own setting action supplied through the regulator to the input of the frequency converter [15].

In the vector control by synchronous drives in most control systems, an algorithm for direct control of the motor torque is implemented [16]. Moreover, according to the majority of manufacturers of frequency converters, the rise time of the moment does not exceed 2 ms. The decay time of the moment with such a control algorithm is generally practically taken to be zero. Therefore, we will assume that the system uses frequency control of drive motors, implements hardware-software direct torque control, and we will take mathematical models of direct torque control loops in the form of proportional links.

Let us consider the mathematical models of individual main drives in the form of two-mass and three-mass electromechanical systems [16]. The mathematical model of the main electric drive, the motor is located closer to the rolling stand, takes into account two concentrated moments of inertia of the motor rotor and the rolling roll connected by an elastic shaft.

The equations of such main electric drive can written as follows

$$\begin{aligned} J_R \frac{d\omega_R}{dt} &= M_E + \beta_E(\omega_M - \omega_R) - M_P; \\ \frac{dM_E}{dt} &= C_E(\omega_M - \omega_R); \\ J_M \frac{d\omega_M}{dt} &= M_M - M_E - \beta_E(\omega_M - \omega_R), \end{aligned} \quad (1)$$

where ω_R , ω_M – rotation rate of the roll and the motor; J_R , J_M – moment of inertia of the roll and motor; M_E – elasticity moment; M_P – rolling moment; C_E , β_E – stiffness and internal viscous friction coefficient of the elastic shaft on twisting.

The mathematical model of the main drive, the motor of which is located further from the rolling stand, takes into account three concentrated moments of inertia – the rotor of the motor, the coupling and the rolling roll connected by elastic shafts.

The equations of such main electric drive can written as follows

$$\begin{aligned}
J_R \frac{d\omega_R}{dt} &= M_{E2} + \beta_{E2}(\omega_C - \omega_R) - M_P; \\
\frac{dM_{E2}}{dt} &= C_{E2}(\omega_C - \omega_R); \\
J_C \frac{d\omega_C}{dt} &= M_{E1} + \beta_{E1}(\omega_M - \omega_C) - M_{E2} - \dots \\
&\quad \dots - \beta_{E2}(\omega_C - \omega_R) \\
\frac{dM_{E1}}{dt} &= C_{E1}(\omega_M - \omega_C); \\
J_M \frac{d\omega_M}{dt} &= M_M - M_{E1} - \beta_{E1}(\omega_M - \omega_C),
\end{aligned}$$

where ω_R , ω_C , ω_M and J_R , J_C , J_M – are the rotation rate and moments of inertia of the roll, coupling and motor; M_{E1} , M_{E2} – are elasticity moments in high-rate and low-rate shafts; C_{E1} , C_{E2} and β_{E1} , β_{E2} – are stiffness and internal viscous friction coefficient of the elastic high-rate and low-rate shafts on twisting.

For hot rolling mills, the mathematical model of the electric drives of looper positions usually are adopted two-mass electromechanical systems form.

The equations of such main electric drive can written as follows

$$\begin{aligned}
J_L \frac{d\omega_L}{dt} &= M_{EL} + \beta_{EL}(\omega_{ML} - \omega_L) - M_L; \\
\frac{dM_{EL}}{dt} &= C_{EL}(\omega_{ML} - \omega_L); \\
J_{ML} \frac{d\omega_{ML}}{dt} &= M_{ML} - M_{EL} - \beta_{EL}(\omega_{ML} - \omega_L),
\end{aligned} \quad (2)$$

where ω_L , ω_{ML} – rotation rate of the looper and the motor; J_L , J_{ML} – moment of inertia of the looper and looper motor; M_{EL} – elasticity moment; M_L – looper moment; C_{EL} , β_{EL} – stiffness and internal viscous friction coefficient of the elastic shaft on twisting for looper.

However, the feature of work of electric drives of looper positions is the nonlinear (sinusoidal) dependence of the looper load moment on the looper table angular position, that makes such electromechanical systems a substantially non-linear plant [4, 5].

The mathematical model of the electric drives of pressure screws usually are adopted in the form of single-mass electromechanical systems.

$$J_{PS} \frac{d\omega_{PS}}{dt} = M_{MPS} - M_{PPS} - M_{FPS} \text{sign}(\omega_{PS}), \quad (3)$$

where ω_{PS} – rotation rate of the pressure screws; J_{PS} – moment of inertia of the pressure screws; M_{MPS} – moment of the pressure screws motor; M_{PPS} – load moment to the pressure screws by rolling pressure; M_{FPS} – dry friction moment on the pressure screws.

Moreover, the dry friction moment on the shaft of the compression screws makes up a significant part of the moment of motor breakdown, which makes it necessary to consider such electromechanical systems as a substantially nonlinear plant [4, 5].

Mathematical model of rolling mills multi-motor electric drives.

Consider now the mathematical model of rolling mills as plant by multi-motor electric drives. For the design of local subsystems for automatic control of the

thickness, tension and loop of the strip, a mathematical model of the rolling mill as a plant is required. Let us first consider the basic equations relating the energy-power parameters of one rolling stand. The quantitative increment of the final thickness Δh_1 , the total rolling force ΔP and the rolling moment ΔM , as well as the increment of the rolling metal lead value ΔS , are as follows [1]:

$$\begin{aligned}
\Delta h_1 &= \frac{\partial h_1}{\partial h_0} \Delta h_0 + \frac{\partial h_1}{\partial T_0} \Delta T_0 + \frac{\partial h_1}{\partial T_1} \Delta T_1 + \frac{\partial h_1}{\partial z_0} \Delta z_0 + \dots \\
&\quad \dots + \frac{\partial h_1}{\partial \sigma_T} \Delta \sigma_T + \frac{\partial h_1}{\partial f} \Delta f;
\end{aligned} \quad (4)$$

$$\begin{aligned}
\Delta P &= \frac{\partial P}{\partial h_0} \Delta h_0 + \frac{\partial P}{\partial h_1} \Delta h_1 + \frac{\partial P}{\partial T_0} \Delta T_0 + \dots \\
&\quad \dots + \frac{\partial P}{\partial T_1} \Delta T_1 + \frac{\partial P}{\partial \sigma_T} \Delta \sigma_T + \frac{\partial P}{\partial f} \Delta f;
\end{aligned} \quad (5)$$

$$\begin{aligned}
\Delta M &= \frac{\partial M}{\partial h_0} \Delta h_0 + \frac{\partial M}{\partial h_1} \Delta h_1 + \frac{\partial M}{\partial T_0} \Delta T_0 + \frac{\partial M}{\partial T_1} \Delta T_1 + \dots \\
&\quad \dots + \frac{\partial M}{\partial \sigma_T} \Delta \sigma_T + \frac{\partial M}{\partial f} \Delta f;
\end{aligned} \quad (6)$$

$$\begin{aligned}
\Delta S &= \frac{\partial S}{\partial h_0} \Delta h_0 + \frac{\partial S}{\partial h_1} \Delta h_1 + \frac{\partial S}{\partial T_0} \Delta T_0 + \frac{\partial S}{\partial T_1} \Delta T_1 + \dots \\
&\quad \dots + \frac{\partial S}{\partial \sigma_T} \Delta \sigma_T + \frac{\partial S}{\partial f} \Delta f,
\end{aligned} \quad (7)$$

where Δh_0 , ΔT_0 , ΔT_1 , Δz_0 , $\Delta \sigma_T$, Δf are the absolute increments, respectively, of the initial thickness, the rear and front tension of the strip, the roll gap, mechanical properties, rolled metal and the value of the external friction coefficient in the deformation zone.

Based on these equations, we consider a mathematical model of a multi-stand rolling mill consisting of k stands located at a distance L_i from each other and interacting through an elastically strained strip following [1].

We introduce the vectors of the input \mathbf{H}_i^* and output \mathbf{H}_i thicknesses, the input \mathbf{T}_i^* and output \mathbf{T}_i tension and the position \mathbf{B}_i of the pressure devices, the components of which are the corresponding values for each stand $J = \overline{1, n}$, for the linearized model and small deviations of the values from their nominal values, we obtain the following relation

$$\begin{aligned}
\mathbf{H} &= \mathbf{H}\mathbf{H} \otimes \mathbf{H}^* + \mathbf{H}\mathbf{T}^* \otimes \mathbf{T}^* + \mathbf{H}\mathbf{T} \otimes \mathbf{T} + \dots \\
&\quad \dots + \mathbf{H}\mathbf{B} \otimes (\mathbf{B} + \boldsymbol{\eta} \sin \omega t),
\end{aligned} \quad (8)$$

where $\mathbf{H}\mathbf{H}$, $\mathbf{H}\mathbf{T}^*$, $\mathbf{H}\mathbf{T}$, $\mathbf{H}\mathbf{B}$ are the vectors of the corresponding transmission coefficients; $\boldsymbol{\eta}$ – vector of eccentricities of rolls; \otimes – Kronecker (element-wise) multiplication of vectors. The time index hereinafter, where it is not needed, is omitted.

Similar relations can be obtained for the moment vectors of the main drives and the advance of the strip speed:

$$\begin{aligned}
\mathbf{M} &= \mathbf{M}\mathbf{H}^* \otimes \mathbf{H}^* + \mathbf{M}\mathbf{H} \otimes \mathbf{H} + \dots \\
&\quad \dots + \mathbf{M}\mathbf{T}^* \otimes \mathbf{T}^* - \mathbf{M}\mathbf{T} \otimes \mathbf{T};
\end{aligned} \quad (9)$$

$$\begin{aligned}
\mathbf{S} &= \mathbf{S}\mathbf{H}^* \otimes \mathbf{H}^* + \mathbf{S}\mathbf{H} \otimes \mathbf{H} + \dots \\
&\quad \dots + \mathbf{S}\mathbf{T}^* \otimes \mathbf{T}^* + \mathbf{S}\mathbf{T} \otimes \mathbf{T},
\end{aligned} \quad (10)$$

where the vectors of transmission coefficients with respect to the moment \mathbf{MH}^* , \mathbf{MH} , \mathbf{MT}^* , \mathbf{MT} and leading \mathbf{SH}^* , \mathbf{SH} , \mathbf{ST}^* according to the corresponding variables are determined by the technique described in [1].

The strip output speed vector is determined by the relation

$$\mathbf{v} = \mathbf{v}\boldsymbol{\omega} \otimes \boldsymbol{\omega} + \mathbf{v}\mathbf{S} \otimes \mathbf{S}, \quad (11)$$

where $\boldsymbol{\omega}$, $\mathbf{v}\boldsymbol{\omega}$ – are the vectors of speed of rotation of the drive rolls and the circumference of the rolls barrel; $\mathbf{v}\mathbf{S}$ – the vector of transmission coefficients of the change in the strip output speed when changing the lead \mathbf{S} .

From the second volume constancy equation during rolling

$$\mathbf{v}^* \otimes \mathbf{H}^* = \mathbf{v} \otimes \mathbf{H}, \quad (12)$$

the input velocity vector \mathbf{v}^* can be determined. Neglecting the mass of the strip and assuming the instantaneous propagation of stresses along the length of the strip, we obtain

$$\mathbf{T}(j) = \mathbf{T}^*(j+1) \text{ for } j = \overline{1, (n-1)}, \quad (13)$$

where $\mathbf{T}^*(j)$ is the tension on the strip unwinder.

Strip winding tension

$$\mathbf{T}(j) = \mathbf{TL}(j) \left[\mathbf{v}^*(j+1) - \mathbf{v}(j) \right] \Delta t; \quad (14)$$

$$j = \overline{1, (n-1)},$$

where \mathbf{TL} is the vector of specific stiffness of the strip in tension in the inter-cleft gap between the j -th and $(j+1)$ -th stands, having a $(n-1)$ dimension.

The thickness $\mathbf{H}^*(j+1)$ of the strip at the entrance of the $(j+1)$ stand is equal to the thickness $\mathbf{H}(j)$ of the strip at the exit of the j -th stand, taking into account the time of transport delay

$$\mathbf{H}_i^*(j+1) = \mathbf{H}_{i-k}(j) \text{ and } j = \overline{1, (n-1)},$$

where $k = \text{int}(L_{j, (j+1)} / L_{bj})$ – is the integer part of the number equal to the deviation of the length of the inter-cleft gap $L_{j, (j+1)}$ between the j -th and $(j+1)$ -th stands from the base length L_{bj} of the strip in this gap.

Mathematical models of the main electric drives, winder drives, loop holder drives, push-button electric drives are described in the form of a state space in the form of corresponding state equations.

Method of synthesis. We form the structure of a multi-connected system for automatically controlling by thickness, tension and loop of the strip based on typical schemes for a broadband mill. We introduce the vector \mathbf{X} of the desired parameters, the components of which are the gain of the regulators (P, PI, PID, etc.).

We also introduce the vector Δ of uncertainties of the system characterizing the real deviation of the system parameters from their calculated values. Note, then the transmission coefficients in the (1-4) expressions change most strongly during the rolling process for different rolling passes and when the rolled strip assortment changing.

Changes in strip thickness and tension are random processes. The main purpose of the system for regulating the thickness, tension and loops of a broadband hot rolling mill is to maintain the set values of the strip thickness behind the rolling stands, inter-stand tension and also the rotation angles of the loop holders at given levels.

Then the problem of structural-parametric synthesis of robust control by rolling mills multi-motor electric drives with parametric uncertainty can be formulated in the multi-criteria game form [12] with payoff vector

$$\mathbf{J}(\mathbf{X}, \Delta) = \begin{bmatrix} \Delta \mathbf{H}(\mathbf{X}, \Delta)_1^2, \Delta \mathbf{H}(\mathbf{X}, \Delta)_2^2, \dots \\ \dots, \Delta \mathbf{H}(\mathbf{X}, \Delta)_N^2, \Delta \mathbf{T}(\mathbf{X}, \Delta)_1^2, \dots \\ \dots, \Delta \mathbf{T}(\mathbf{X}, \Delta)_2^2, \Delta \mathbf{T}(\mathbf{X}, \Delta)_{N-1}^2 \end{bmatrix}^T. \quad (15)$$

The components of the payoff vector are the dispersions of thicknesses $\Delta \mathbf{H}_i^2$ and dispersions of fluctuations in interstand tension $\Delta \mathbf{T}_i^2$ relative to their given values, and the deviations of the strip thickness at the exit of the i -th stand from the given value.

In the multi-criteria game (15) the first player is the vector \mathbf{X} of the desired regulators parameters, and its strategy is the minimization of the vector gain, and the second player is a parametric external influences vectors Δ and the strategy of this player is maximization of the same vector gain [6], [7] and [12].

To find the decision of the multi-criterion games (15) from Pareto-optimal decisions [19] taking into account the preference relations [20], we used special nonlinear algorithms of stochastic multi-agent optimization.

The synthesized system parameters are determined from the multi-criteria game solution. The synthesized system structure is formed by nonzero elements from the initial excessively specified structure.

Computer simulation results. For the structural-parametric synthesis of robust control and for research of the rolling strip thickness and tension accuracy the mathematical model of multi-stands rolling mills as plant by multi-motor electric drives and the mathematical models of external influences are required. In addition, the external influences mathematical models are needed to calculate the performance and required power of electric drives, and to formulate requirements for the measuring devices accuracy.

As an example in Fig. 1 are shown experimental oscillograms of the rolling process variables on the three-stands cold rolling mill (STAN-740) with systems for controlling the thickness and tension of the strip is off. In Fig. 1 are shown: T_{12} , T_{23} – strip tension in the inter-stand spaces between the first and second stands and between the second and third stands; H_2 is the rolling pressure in the second stand; S_3 – deviation of the strip thickness behind the third stand. From these oscillograms, the mathematical model of external disturbances is constructed.

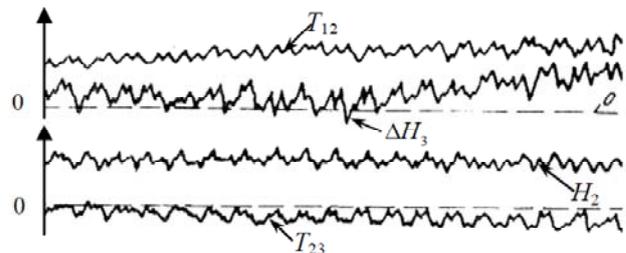


Fig. 1. Experimental oscillograms of variables of the rolling process on three-stands cold rolling mill (STAN-740)

The developed set of programs based on MATLAB was used in the synthesis of a system for automatically controlling the strip thickness and tension of a three-stand mill, on which comprehensive studies were conducted to identify the model of the mill as a control object. As an example in Fig. 2 are shown the implementation of random changes in longitudinal thickness variation and inter-stand tension in the synthesized system for three stands of the cold rolling mill (STAN-740) for the conditions of rolling steel 65G width 600 mm from thickness $H_1^* = 2$ mm to $H_3 = 1.55$ mm.

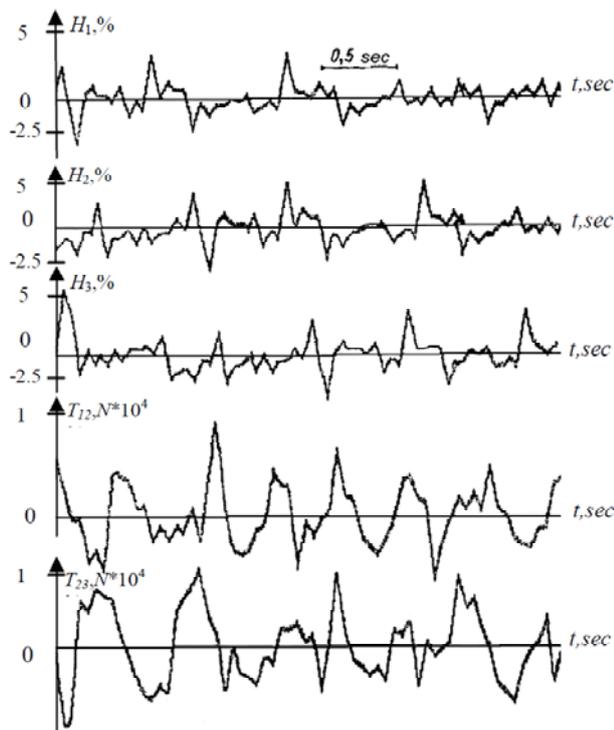


Fig. 2. Realization of random changes in longitudinal thickness variation and inter-stand tension in a synthesized system for three stands cold rolling mill (STAN-740)

The greatest decrease in the longitudinal thickness difference of the rolled strip occurred in the first stand due to the strip tension regulation between the first and second stands. However, the longitudinal thickness differences behind the second and third stands are almost the same. This, apparently, is due to an increase in the rolled strip rigidity in the second and third stands due to the strip hardening during its rolling in the first stand. As can be seen from Fig. 2, random processes of adjustable coordinates in the synthesized system satisfy the technical requirements for the system for automatically controlling the strip thickness and tension.

Numerous computer simulations of the strip thickness and tension for synthesized systems for various rolling conditions in cold and hot rolling mills were carried out.

Based on this results are shown, that the use of synthesized robust regulators made it possible to reduce the dispersions of longitudinal thickness and tension of the rolled strip in the inter-stand spaces more than 1.7-2.5 times in comparison with the existing system with typical regulator.

During the rolling process, the transmission coefficients in the (1-4) expressions change most strongly. These coefficients change most strongly for different rolling passes and when the rolled strip assortment changing. So the numerous computer simulations of the strip thickness and tension for synthesized systems for various transmission coefficients in the (1-4) expressions in cold and hot rolling mills were carried out. Based on this results are shown, that the use of synthesized robust regulators made it possible to reduce the system sensitivity to plant parameters changes on 20 % in comparison with the existing system with typical regulator.

Conclusions.

1. For the first time the method of structural-parametric synthesis of robust control by rolling mills multi-motor electric drives with parametric uncertainty based on multi-criteria game decision and particles multiswarm optimization algorithms which improves the control accuracy by rolling strip thickness and tension and reducing of sensitivity to changes of plant parameters is developed.

2. The method based on multi criterion game decision in which the vector payoff components are dispersions of longitudinal thickness and tension of the rolled strip in the inter-stand spaces. Vector payoff components calculated by modeling of the synthesized nonlinear system with different input signals, for various values of the plant parameters and for various system operation modes.

3. Based on the results of computer simulation of strip thickness and tension with the synthesized system of automatically controlling by the 740 three-stand cold rolling mill are shown, that the use of synthesized robust regulators made it possible to reduce the dispersions of longitudinal thickness and tension of the rolled strip in the inter-stand spaces more than 1.7 times, reduce on 20 % the system sensitivity to plant parameters changes in comparison with the existing system with typical regulator.

REFERENCES

1. Cuzzola F.A., Parisini T. Automation and Control Solutions for Flat Strip Metal Processing. *The Control Handbook. Second Edition*, 2010, pp. 18-36. doi: 10.1201/b10382-22.
2. Kozhevnikov A., Kozhevnikova I., Bolobanova N., Smirnov A. Chatter prevention in stands of continuous cold rolling mills. *Metalurgija*, 2020, vol. 59, no. 1, pp. 55-58. Available at: <https://hrcak.srce.hr/224759> [accessed 06 October 2020].
3. Šinik V., Despotović Ž., Prvulović S., Desnica E. Higher harmonics of current caused by the operation of rolling mill. *IX International Conference Industrial Engineering and Environmental Protection 2019 (IIZS 2019)*, 3-4 October 2019, Zrenjanin, Serbia, pp. 50-57.
4. Krot P.V., Korennoy V.V. Nonlinear Effects in Rolling Mills Dynamics. *Proceedings of the 5th International Conference on Nonlinear Dynamics ND-KhPI2016*, September 27-30, 2016, Kharkov, Ukraine.
5. Kugi A., Schlacher K., Novak R. Nonlinear control in rolling mills: a new perspective. *IEEE Transactions on Industry Applications*, 2001, vol. 37, no. 5, pp. 1394-1402. doi: 10.1109/28.952515.
6. Sushchenko O.A. Robust control of angular motion of platform with payload based on H_∞ -synthesis. *Journal of*

- Automation and Information Sciences*, 2016, vol. 48, no. 12, pp. 13-26. doi: **10.1615/jautomatinfscien.v48.i12.20**.
7. Sushchenko O.A., Tunik A.A. Robust optimization of the inertially stabilized platforms. *2012 2nd International Conference «Methods and Systems of Navigation and Motion Control» (MSNMC)*, 2012. pp. 101-105. doi: **10.1109/msnmc.2012.6475102**.
8. Mituhiko Araki, Hidefumi Taguchi. Two-Degree-of-Freedom PID Controllers. *International Journal of Control, Automation, and Systems*, 2003, vol. 1, no. 4, pp. 401-411.
9. Zhang R., Alleyne A.G. Dynamic emulation using an indirect control input. *Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control*, 2004, vol. 127, no. 1, pp. 114-124. doi: **10.1115/1.1876496**.
10. Zhiteckii L.S., Solovchuk K.Y. Robust Adaptive pseudoinverse model-based control of an uncertain SIMO memoryless system with bounded disturbances. *2019 IEEE 2nd Ukraine Conference on Electrical and Computer Engineering (UKRCON)*, Jul. 2019. pp. 621-627. doi: **10.1109/ukrcon.2019.8879824**.
11. Zhiteckii L.S., Azarskov V.N., Solovchuk K.Y., Sushchenko O.A. Discrete-Time Robust Steady-State Control of Nonlinear Multivariable Systems: A Unified Approach. *IFAC Proceedings Volumes*, 2014, vol. 47, no. 3, pp. 8140-8145. doi: **10.3182/20140824-6-za-1003.01985**.
12. Sushchenko O.A. Robust Control of Platforms with Instrumentation. *2019 IEEE 2nd Ukraine Conference on Electrical and Computer Engineering (UKRCON)*, Jul. 2019. pp. 518-521. doi: **10.1109/ukrcon.2019.8879969**.
13. Shchur I., Klymko V. Comparison of different types of electromechanical systems for creating the counter-rotating VAWT. *2017 IEEE First Ukraine Conference on Electrical and Computer Engineering (UKRCON)*, May 2017. pp. 373-378. doi: **10.1109/ukrcon.2017.8100513**.
14. Shchur I. Impact of nonsinusoidalness on Efficiency of alternative electricity generation systems. *2010 International School on Nonsinusoidal Currents and Compensation*. Lagow, 2010, pp. 218-223. doi: **10.1109/ISNCC.2010.5524483**.
15. Ostroverkhov M., Pyzhov V., Korol S. Control of the electric drive under conditions of parametric uncertainty and coordinates' interrelation. *2017 International Conference on Modern Electrical and Energy Systems (MEES)*, Kremenchuk, 2017, pp. 64-67. doi: **10.1109/MEES.2017.8248953**.
16. Peresada S., Kovbasa S., Korol S., Zhelinskyi N. Feedback linearizing field-oriented control of induction generator: theory and experiments. *Technical Electrodynamics*, 2017, no. 2, pp. 48-56. doi: **10.15407/teched.2017.02.048**.
17. Tytiuk V., Pozigun O., Chorny O., Berdai A. Identification of the active resistances of the stator of an induction motor with stator windings dissymmetry. *2017 International Conference on Modern Electrical and Energy Systems (MEES)*, Nov. 2017. pp. 48-51. doi: **10.1109/mees.2017.8248949**.
18. Zagirnyak M., Chorny O., Nykyforov V., Sakun O., Panchenko K. Experimental research of electromechanical and biological systems compatibility. *Przełąd Elektrotechniczny*, 2016, vol.1, no.1, pp. 130-133. doi: **10.15199/48.2016.01.31**.
19. Galchenko V.Ya., Yakimov A.N. A turmitobionic method for the solution of magnetic defectometry problems in structural-parametric optimization formulation. *Russian Journal of Nondestructive Testing*, 2014, vol. 50, no. 2, pp. 59-71. doi: **10.1134/s106183091402003x**.
20. Gal'chenko V.Y., Yakimov A.N., Ostapushchenko D.L. Pareto-optimal parametric synthesis of axisymmetric magnetic systems with allowance for nonlinear properties of the ferromagnet. *Technical Physics*, 2012, vol. 57, no. 7, pp. 893-899. doi: **10.1134/s1063784212070110**.

Received 20.05.2020

B.I. Kuznetsov¹, Doctor of Technical Science, Professor,
T.B. Nikitina², Doctor of Technical Science, Professor,
I.V. Bovdii¹, Candidate of Technical Science,

¹ State Institution «Institute of Technical Problems
of Magnetism of the NAS of Ukraine»,
19, Industrialna Str., Kharkiv, 61106, Ukraine,
phone +380 50 5766900,
e-mail: kuznetsov.boris.i@gmail.com

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

О.Ф. Бондаренко, Ю.В. Кожушко, Т.О. Карбівська, Є.О. Желязков, П.С. Сафронов

СТІЙКІСТЬ КОМБІНОВАНОЇ СИСТЕМИ НАКОПИЧЕННЯ ЕНЕРГІЇ НА ОСНОВІ СУПЕРКОНДЕНСАТОРА ТА АКУМУЛЯТОРНОЇ БАТАРЕЇ

В роботі розглянуто комбінований ємнісний накопичувач енергії на основі акумуляторної батареї (АБ) та суперконденсатора джерела живлення для установки контактної мікрозварювання. Для забезпечення рівномірного споживання струму від АБ обрано напівактивну топологію АБ та перетворювач SEPIC (Single-Ended Primary-Inductor Converter). Методом усереднення в просторі змінних стану аналітично отримано математичну модель системи. З метою проведення аналізу стійкості комбінованого накопичувача при різних значеннях коефіцієнта заповнення імпульсів, струму навантаження та напруги АБ отримано передавальну характеристику системи керування. Результати аналізу показали, що запропонована система є стійкою при зміні параметрів у встановлених межах. Бібл. 10, табл. 1, рис. 8.

Ключові слова: комбінований ємнісний накопичувач енергії, SEPIC перетворювач, метод усереднення в просторі змінних стану, аналіз стійкості, контактне мікрозварювання.

В работе рассмотрен комбинированный емкостный накопитель энергии на основе аккумуляторной батареи (АБ) и суперконденсатора источника питания для установки контактной микросварки. Для обеспечения равномерного потребления тока от АБ были выбраны полупроводниковая топология АБ и преобразователь SEPIC (Single-Ended Primary-Inductor Converter). Методом усреднения в пространстве переменных состояния аналитически получена математическая модель системы. С целью проведения анализа устойчивости комбинированного накопителя при различных значениях коэффициента заполнения импульсов, тока нагрузки и напряжения АБ получена передаточная характеристика системы управления. Результаты анализа показали, что предложенная система является устойчивой при изменении параметров в установленных пределах. Библ. 10, табл. 1, рис. 8.

Ключевые слова: комбинированный емкостный накопитель энергии, SEPIC преобразователь, метод усреднения в пространстве переменных состояния, анализ устойчивости, контактная микросварка.

Вступ. Переважна більшість портативних електронних пристроїв має складний нелінійний характер енергоспоживання. Джерела живлення таких пристроїв повинні забезпечувати середню та пікову потужність навантаження, забезпечувати прийнятні масогабаритні показники та високі показники енергоефективності [1]. Поширеним є використання різних типів акумуляторних батарей (АБ) в якості накопичувачів енергії для портативних систем. Проте значний піковий струм навантаження, який перевищує середній струм АБ, може спричинити значне скорочення їхнього терміну експлуатації. Використання комбінацій АБ та суперконденсаторів (СК) може бути ефективним вирішенням таких проблем [1].

Залежно від конфігурації накопичувачів та навантаження розрізняють три основні топології гібридних систем зберігання енергії: пасивна, напівактивна та активна топології [2]. Кожна з них знаходить широке використання в галузі електротранспорту, технології Microgrid, системах відновлювальної енергії [1-3]. Також використання комбінованих ємнісних накопичувачів є перспективним напрямом у галузі контактної мікрозварювання [4].

Контактне мікрозварювання є ефективною технологією отримання нероз'єднаних з'єднань, яка широко використовується в сучасному процесі виготовлення електронної апаратури. Технологія зварювання реалізується шляхом нагрівання деталей завдяки протіканню електричного струму великої амплітуди через місце їх контакту. Амплітуда струму зазвичай варіюється від сотень до тисяч ампер і залежить від форми та матеріалу зварюваних деталей [5].

Енергоспоживання зварювальних установок має специфічний характер, а саме споживання значної по-

тужності короткотривалими імпульсами у порівнянні з паузами між ними. Ці особливості енергоспоживання можуть бути причиною негативного впливу зварювальних апаратів на промислову мережу. Щоб знівелювати цей ефект, джерела живлення зварювальних установок розробляються за топологією з проміжним накопиченням енергії (Energy Storage Topology). Зазвичай джерела побудовані за такою топологією можна умовно розділити на три основні функціональні блоки:

- зарядний пристрій – забезпечує кращу електромагнітну сумісність з мережею та регулює споживання енергії для заряду проміжного накопичувача;
- проміжний ємнісний накопичувач – забезпечує необхідну енергію протягом зварювального циклу;
- формувач зварювальних імпульсів – забезпечує високу точність регулювання параметрів імпульсів зварювального струму [5].

Енергія для заряду таких накопичувачів споживається з мережі рівномірно, майже не спричиняючи на неї негативного впливу [5]. Комбінації СК, АБ та електролітичних конденсаторів можуть бути використані в якості проміжних накопичувачів енергії для Energy Storage Topology [4, 5].

Однак, незалежно від галузі використання, енергоефективність, стійкість та масогабаритні показники є ключовими параметрами при розробці систем на основі комбінованих накопичувачів енергії. Наявність накопичувача енергії великої ємності та нелінійного навантаження в перетворювачі постійного струму може негативно впливати на стійкість його роботи. Нестійкість системи може проявлятися у вигляді біфуркацій, хаотичних та квазіперіодичних режимів роботи [6]. Отже, мінімізація ймовірності виникнення подібних явищ є критичним завданням для запобіган-

ня виходу з ладу системи електроживлення та зменшення темпів деградації характеристик акумуляторних батарей та суперконденсаторів.

За останні роки велика кількість досліджень сконцентрована на методах оцінки стійкості перетворювачів постійного струму [6] та, зокрема, джерел живлення на основі комбінацій ємнісних накопичувачів [7]. Наприклад, у роботі [6] представлено докладний огляд різних методів оцінки стійкості систем на основі перетворювачів постійного струму, наведено особливості застосування, переваги та недоліки цих методів, а також приклади аналізу стійкості системи. Також проаналізовано різні математичні моделі, серед яких дискретні та неперервні в часі моделі перетворювачів постійного струму, що використовуються для дослідження стійкості за різними критеріями. Аналіз стійкості та ієрархічний контроль систем на основі комбінованих ємнісних накопичувачів енергії для Microgrid розглянуто в роботі [8].

Попри низку переваг систем керування для комбінованих ємнісних накопичувачів запропонованих у згаданих роботах [7, 8], завдання дослідження стійкості потребує особливої уваги для систем, що використовуються в технології контактного мікрозварювання, оскільки до такого обладнання висуваються підвищені вимоги надійності.

Отже, метою статті є аналіз стійкості гібридного накопичувача енергії джерела живлення для апарату контактного мікрозварювання.

Математична модель комбінованої системи накопичення енергії.

Узагальнена структурна схема джерела живлення для установки контактної мікрозварювання побудована за топологією з проміжним накопиченням енергії наведена на рис. 1.

Зарядний пристрій споживає енергію від промислової мережі та забезпечує необхідне значення та форму зарядного струму, крім того необхідно забезпечити гальванічну розв'язку між мережею і навантаженням та корекцію коефіцієнту потужності. В якості накопичувача можуть бути використані електrolітичні конденсатори великої ємності, різні типи акумуляторних батарей, суперконденсатори та комбінації вищезгаданих накопичувачів. Формувач імпульсів на рисунку наведено у вигляді двох комірок, однак для забезпечення в навантаженні зварювального струму необхідної форми та амплітуди використовується N-комірок паралельно підключених до комбінованого накопичувача. У якості однієї такої комірки виступає понижуючий перетворювач (на рис. 1 позначено BUCK) [4, 5].

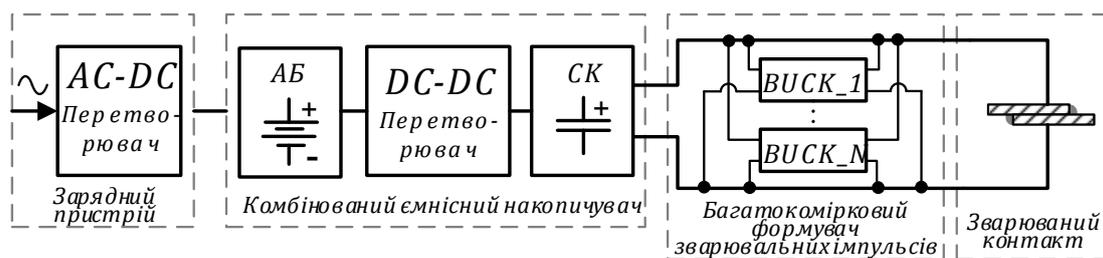


Рис. 1. Узагальнена структурна схема джерела живлення установки контактної мікрозварювання

На рис. 2 представлена запропонована система накопичення енергії на основі напівактивної топології АБ. В якості перетворювача постійного струму для контролю розподілу енергії між АБ та СК обрано SEPIC. Основною перевагою напівактивної топології АБ є споживання постійного струму від акумулятора з низьким рівнем пульсацій незважаючи на коливання струму навантаження. Ця особливість дозволяє значно підвищити продуктивність роботи акумулятора в умовах різкого зростання струму навантаження [2]. Перетворювач SEPIC обрано в якості допоміжного, оскільки забезпечується відповідність основним вимогам: споживання постійного струму від АБ; регулювання вихідного струму; широкий діапазон регулювання вихідної напруги. Така регульовальна характеристика необхідна для Li-іон акумулятора, оскільки напруга повністю зарядженої батареї дорівнює приблизно 4,2 В і поступово знижується до 2,5 В. Водночас для ефективної роботи вихідного формувача зварювальних імпульсів, що живиться від СК, його вхідна напруга повинна підтримуватися на рівні 2,7 В.

Основним джерелом статичних втрат в схемах низької потужності та з відносно великим середнім значенням вихідного струму є опір напівпровіднико-

вих ключів у стані провідності. Для підвищення енергоефективності запропонованої системи діод Шотткі, що зазвичай використовується в топології SEPIC, замінено на MOSFET транзистор, оскільки падіння напруги на опорі відкритого каналу таких транзисторів ($U_{Rds_on} = 0,3 \text{ мВ} \dots 0,7 \text{ В}$), при номінальних значеннях струму комутації є водночас прямим падінням напруги діоду Шотткі ($U_F = 0,3 \dots 1,5 \text{ В}$). Проте слід зазначити, що з підвищенням частоти зростають динамічні втрати транзистора за рахунок перезаряду паразитних ємностей [5].

Для отримання достатньо точної для аналізу стійкості математичної моделі використано метод усереднення змінних стану [9]. Для спрощення аналізу систему можна представити у вигляді двох окремих схем, для інтервалів часу коли ключ замкнено $[0, dT]$ та розімкнено $[dT, T]$. Параметр d – коефіцієнт заповнення імпульсів, що визначає інтервали провідності ключів у ШІМ-керуваних перетворювачах. Для SEPIC мінімальне та максимальне значення d в залежності від рівня вхідної напруги визначається виразами (1) і (2) відповідно:

$$d_{\min} = \frac{U_{out} + U_f}{U_{in\max} + U_{out} + U_f}; \quad (1)$$

$$d_{\max} = \frac{U_{out} + U_f}{U_{in\min} + U_{out} + U_f}, \quad (2)$$

де U_{out} – вихідна напруга; U_f – пряме падіння напруги на замкненому ключі S_2 ; $U_{in\min}$ – мінімальне значення вхідної напруги; $U_{in\max}$ – максимальне значення вхідної напруги.

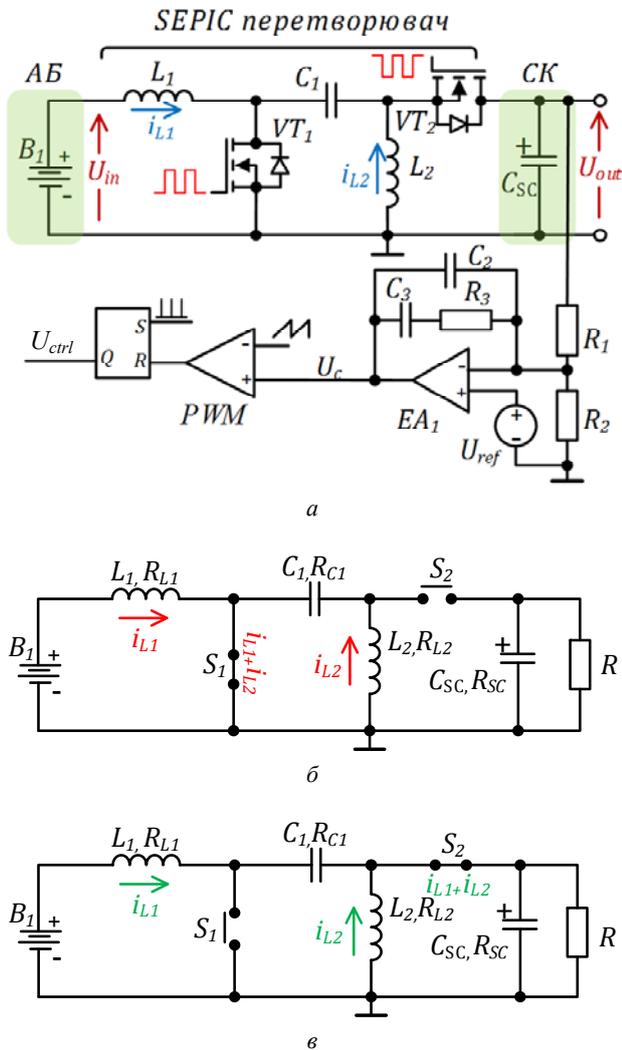


Рис. 2. Спрощена схема комбінованого ємнісного накопичувача енергії (а); лінеаризована еквівалентна схема перетворювача на інтервалі $[0; dT]$ (б); лінеаризована еквівалентна схема перетворювача на інтервалі $[dT; T]$ (в)

В роботі розглядається квазіусталений режим, коли АБ та СК заряджені до номінального значення. Значення максимальної частоти для аналізу обрано таким чином, щоб запас по фазі для перетворювача не перевищував 50° , що знаходиться в межах загальноприйнятих стандартів. Запропонована модель є справедливою, для такого типу перетворювачів на частотах до 150 кГц, оскільки не враховує динамічні втрати напівпровідникових елементів. MOSFET транзистори VT_1 та VT_2 замінено ідеальними ключами S_1 та S_2 , опір в замкненому стані яких нескінченно малий, а в розімкненому стані нескінченно великий. Ідеалізовані діаграми напруги і струму перетворювача, що демонструють роботу перетворювача за період перемикання наведено на рис. 3.

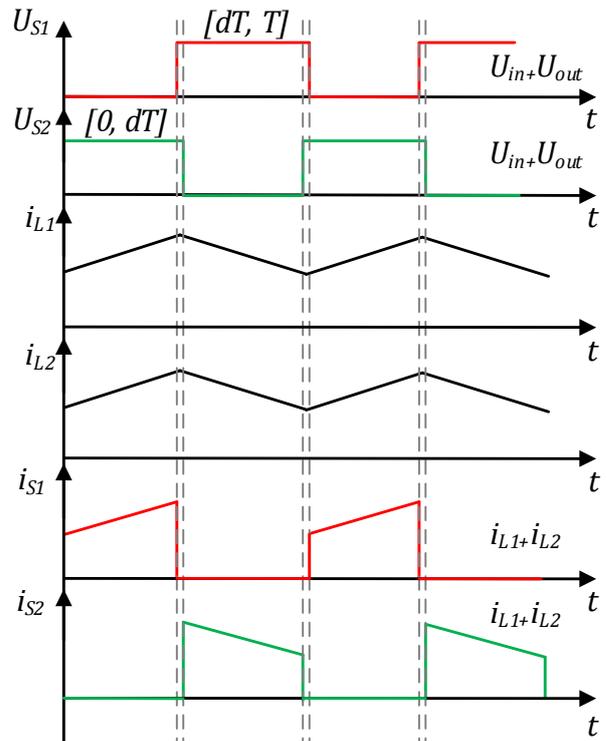


Рис. 3. Ідеалізовані діаграми напруги і струму SEPIC перетворювача за період перемикання

Енергія для зварювання споживається короткотривалими імпульсами зі значно тривалішими паузами між ними, та на певному інтервалі може розглядатися як імпульсне навантаження з періодом T_w . Таким чином, середній струм споживання за один зварювальний цикл $[0, T_w]$ можна визначити як [2]:

$$i_{ave}(t) = \frac{1}{T_w} \int_0^{T_w} i_{load}(t) dt = D_w i_{\max} + (1 - D_w) i_{\min} = I_{ave}, \quad (3)$$

де i_{load} – струм, що споживається формувачем зварювальних імпульсів; i_{\max} – амплітуда зварювального струму; i_{\min} – мінімальне значення зварювального струму (рівне нулю); D_w – коефіцієнт заповнення імпульсів, фіксована величина, що визначається технологічними особливостями зварювального циклу.

Оскільки період перемикання ключів S_1 та S_2 значно менший тривалості одного циклу зварювання T_w , струм навантаження на періоді $[0; T]$ буде постійним та визначатиметься усередненим струмом I_{ave} за один зварювальний цикл.

Математична модель базується на диференціальних рівняннях, складених для кожної лінійної схеми заміщення. В колах зі змінною структурою системи диференціальних рівнянь для лінійних схем для різних інтервалів складають незалежно одна від одної. Таким чином, усереднена модель системи за один цикл перемикання може бути описана наступною системою диференціальних рівнянь:

$$\begin{cases} \dot{X} = (dA_1 + (1-d)A_2) \cdot X + (dB_1 + (1-d)B_2) \cdot U; \\ \dot{Y} = (dC_1 + (1-d)C_2) \cdot X + (dE_1 + (1-d)E_2) \cdot U, \end{cases} \quad (4)$$

де X – вектор-змінних стану; A_1 та A_2 – матриці коефіцієнтів при змінних стану для кожної лінійної схеми заміщення; U – вектор-стовпець зовнішньої дії; B_1 та B_2 – матриці коефіцієнтів при елементах зовнішньої дії для кожної лінійної схеми заміщення;

Y – вектор-стовпець вихідних величин; C_1 та C_2 – матриці зв'язку вихідних величин зі змінними стану для кожної лінійної схеми заміщення; E_1 та E_2 – матриці зв'язку вихідних величин з вектором зовнішньої дії для кожної лінійної схеми заміщення.

Систему рівнянь можна представити у вигляді суми системи алгебраїчних рівнянь (5) для постійного складника та системи диференціальних рівнянь (6) для змінного складника:

$$\begin{cases} X' = A^{-1}BU; \\ Y = -CA^{-1}BU + EU. \end{cases} \quad (5)$$

Після застосування перетворення Лапласа система диференціальних рівнянь для змінного складника приймає вигляд:

$$\begin{cases} \hat{x}(s) = [C(sI - A)^{-1}B \quad C(sI - A)^{-1}B_d] \cdot \begin{bmatrix} \hat{u}(s) \\ \hat{d}(s) \end{bmatrix}; \\ \hat{y}(s) = [C(sI - A)^{-1}B + E \quad C(sI - A)^{-1}B_d + E_d] \cdot \begin{bmatrix} \hat{u}(s) \\ \hat{d}(s) \end{bmatrix}. \end{cases} \quad (6)$$

$$\begin{bmatrix} i'_{L_1} \\ i'_{L_2} \\ u'_{C_1} \\ u'_{C_{SC}} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\frac{R_{L_1}}{L_1} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -\frac{R_{C_1}}{L_2} - \frac{R_{L_1}}{L_2} & \frac{1}{L_2} & 0 \\ 0 & -\frac{1}{C_1} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -\frac{1}{C_{SC}(R + R_{SC})} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} i_{L_1} \\ i_{L_2} \\ u_{C_1} \\ u_{C_{SC}} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \frac{1}{L_1} \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \cdot [U_{in}], \quad (8)$$

$$U_{out} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & \frac{R}{R + R_{SC}} \end{bmatrix} \cdot [i_{L_1} \quad i_{L_2} \quad u_{C_1} \quad i_{SC}]^T + [0] \cdot [U_{in}], \quad (9)$$

$$\begin{bmatrix} i'_{L_1} \\ i'_{L_2} \\ u'_{C_1} \\ u'_{C_{SC}} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\frac{R_{C_1}}{L_1} - \frac{R_{L_1}}{L_1} - R_{E1} & -R_{E1} & -\frac{1}{L_1} & -\frac{R}{L_1(R + R_{SC})} \\ -R_{E2} & -\frac{R_{L_1}}{L_2} - R_{E2} & 0 & -\frac{R}{L_2(R + R_{SC})} \\ \frac{1}{C_1} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{R}{C_{SC}(R + R_{SC})} & \frac{R}{C_{SC}(R + R_{SC})} & 0 & -\frac{1}{C_{SC}(R + R_{SC})} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} i_{L_1} \\ i_{L_2} \\ u_{C_1} \\ u_{C_{SC}} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \frac{1}{L_1} \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \cdot [U_{in}], \quad (10)$$

$$R_{E1} = \frac{R \cdot R_{SC}}{L_1(R + R_{SC})} \quad R_{E2} = \frac{R \cdot R_{SC}}{L_1(R + R_{SC})}$$

$$U_{out} = \begin{bmatrix} \frac{R \cdot R_{SC}}{R + R_{SC}} & \frac{R \cdot R_{SC}}{R + R_{SC}} & 0 & \frac{R}{R + R_{SC}} \end{bmatrix} \cdot [i_{L_1} \quad i_{L_2} \quad u_{C_1} \quad i_{SC}]^T + [0] \cdot [U_{in}]. \quad (11)$$

Передавальна характеристика перетворювача в режимі малих відхилень отримана аналітично на основі рішення узагальненої системи диференціальних рівнянь для обох інтервалів і має вигляд:

$$G_{dv}(s) = \frac{b_4s^4 + b_3s^3 + b_2s^2 + b_1s + b_0}{a_4s^4 + a_3s^3 + a_2s^2 + a_1s + a_0}, \quad (12)$$

де $a_0 \dots a_4$ – коефіцієнти знаменника передавальної характеристики; $b_0 \dots b_4$ – коефіцієнти чисельника передавальної характеристики.

Аналіз стійкості комбінованої системи накопичення енергії. Система керування SEPIC перетво-

де $B_d = (A_1 - A_2) \cdot X + (B_1 - B_2) \cdot U$ та $E_d = (C_1 - C_2) \cdot X + (E_1 - E_2) \cdot U$.

Рішення системи рівнянь (6) дає передавальну характеристику перетворювача в режимі малих відхилень:

$$G_{dv}(s) = C(sI - A)^{-1}B_d + E_d. \quad (7)$$

На основі вищевикладених рівнянь проведено аналіз запропонованої топології. Рівняння стану в матричній формі для інтервалу роботи $[0, dT]$ отримано на основі законів Кірхгофа (8). Рівняння вихідних величин у матричній формі для інтервалу роботи $[0, dT]$ визначається як (9). Аналогічним чином отримано рівняння стану (10) та рівняння вихідних величин (11) в матричній формі для інтервалу роботи $[dT, T]$:

рювачем представлена у вигляді блок-схеми на рис. 4, де основні ланки системи керування замінено їхніми передавальними характеристиками.

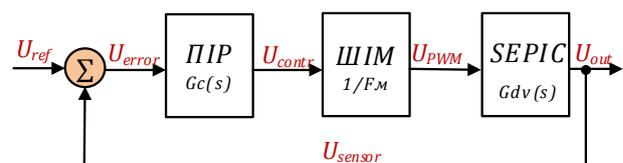


Рис. 4. Узагальнена структура системи керування SEPIC перетворювачем для комбінованого ємнісного накопичувача енергії

Передавальна характеристика розімкненої системи для аналізу впливу зміни параметрів (коефіцієнт заповнення, середній струм навантаження та вхідна напруга) на стійкість системи, визначається як:

$$H(s) = G_C(s) \cdot F_M \cdot G_{dv}(s), \quad (13)$$

де $G_C(s)$ – передавальна характеристика ПІ-регулятора, F_M – коефіцієнт підсилення ШІМ компаратора, $G_{dv}(s)$ – передавальна характеристика SEPIC в режимі малих відхилень.

Передавальна характеристика SEPIC перетворювача $G_{dv}(s)$, що використовується для контролю розподілу енергії між елементами комбінованого ємнісного накопичувача, отримана аналітично на основі рівнянь, представлених у попередньому розділі.

Основною функцією регулятора є забезпечення необхідної точності керування і запасу за фазою та амплітудою відповідно до критерію стійкості Найквіста. В якості регулятора обрано ПІ (пропорційно-інтегральний) регулятор, доповнений фільтром низьких частот. Цей тип регуляторів широко використовується в промисловості завдяки простій конструкції, низькій вартості та нескладному алгоритмові налаштування. ПІ-регулятор усуває вимушені коливання та статичну помилку, передавальна характеристика якого має наступний вигляд [10]:

$$G_C(s) = \frac{K_C(1+T_Cs)}{T_Cs(1+T_f s)}, \quad (14)$$

де K_C – коефіцієнт підсилення; T_C – постійна часу інтегрування; T_f – постійна часу фільтрації.

Коефіцієнт підсилення ШІМ-компаратора F_M визначається амплітудою пілкоподібного сигналу та має наступний вигляд:

$$F_M = \frac{1}{U_M}, \quad (15)$$

де U_M – амплітуда пілкоподібної напруги.

В табл. 1 наведено основні параметри компонентів SEPIC перетворювача та ПІ-регулятора, а також вихідні дані комбінованої системи накопичення енергії, що використані для аналізу стійкості.

Таблиця 1
Дані для аналізу стійкості

Вихідні параметри		Параметри компонентів			
U_{in} , В	2,5; 3,7; 4,2	L_1, L_2 , мкГн	10		
U_{out} , В	2,7	C_1 , мкФ	820		
I_{out} , А	5; 10; 15	C_{SC} , Ф	350		
γ	0,4; 0,5; 0,6	$R_{L1}, R_{L2}, R_{C1}, R_{C_{SC}}$, МОм	10		
U_M , В	2,7	C_2 , пФ	100	R_1, R_2 , кОм	1,2
U_{ref} , В	1,35	C_3 , мкФ	1	R_3 , кОм	15

Рішення усередненої системи диференціальних рівнянь та логарифмічні амплітудно-фазові частотні характеристики (ЛАФЧХ) розімкненої системи за різних умов було отримано за допомогою пакету прикладних програм MATLAB.

На рис. 5 наведена ЛАФЧХ розімкненої системи для різних значень струму навантаження при номіна-

льних параметрах компонентів схеми, вхідній напрузі $U_{in} = 3,7$ В та коефіцієнті заповнення імпульсів $d = 0,5$. З діаграм видно, система керування забезпечує запас за фазою від $45,4^\circ$ до $54,8^\circ$ та за амплітудою від 14,6 дБ до 26,4 дБ, при зміні струму навантаження система лишається стійкою.

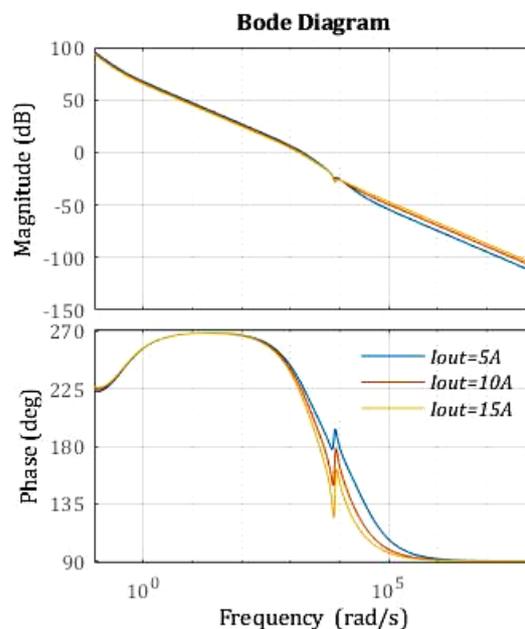


Рис. 5. ЛАФЧХ розімкненої системи для різних значень струму навантаження

ЛАФЧХ системи при зміні коефіцієнту заповнення імпульсів та номінальній вхідній напрузі $U_{in} = 3,7$ В, струмові навантаження $I_{out} = 10$ А наведено на рис. 6. Система є стійкою за різних значень коефіцієнта заповнення імпульсів. Аналогічно на стійкість системи впливає зміна вхідної напруги при $d = 0,5$ та $I_{out} = 10$ А (рис. 7). Всі інші параметри системи лишаються незмінними у всіх трьох випадках.

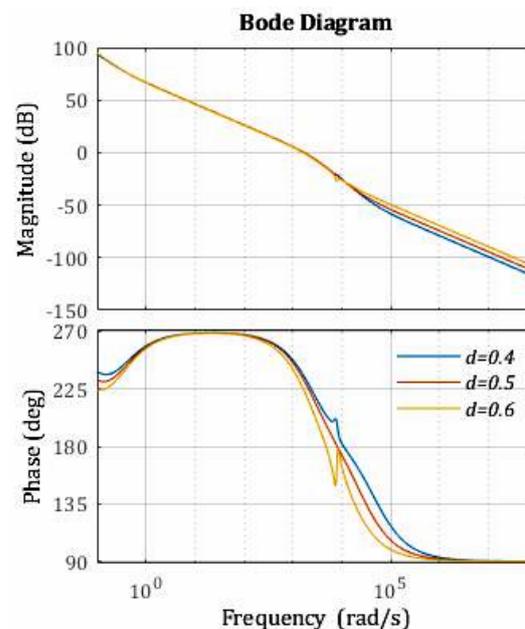


Рис. 6. ЛАФЧХ розімкненої системи для різних значень коефіцієнта заповнення імпульсів

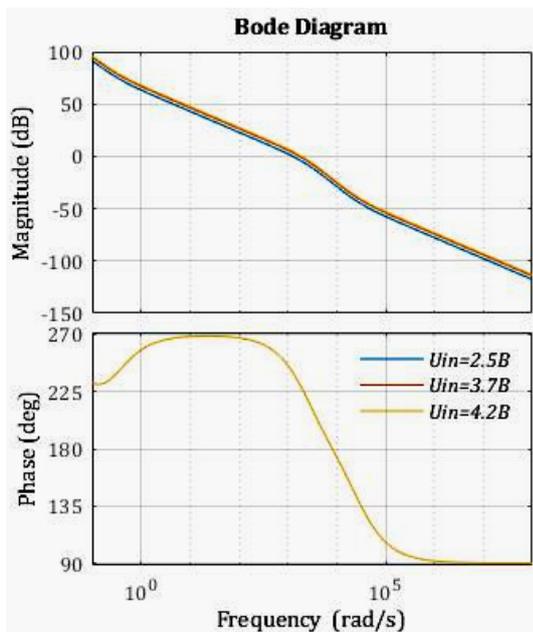


Рис. 7. ЛАФЧХ розімкненої системи для різних значень вхідної напруги

Реакція системи на вплив u вигляді одичної ступінчастої функції зображена на рис. 8. Оскільки в системі присутній суперконденсатор великої ємності, тривалість перехідного процесу складає одиниці мілісекунд. З метою нівелювання цього ефекту суперконденсатор можна представити у вигляді джерела напруги, оскільки напруга на ньому за один період перемикання майже не змінюється.

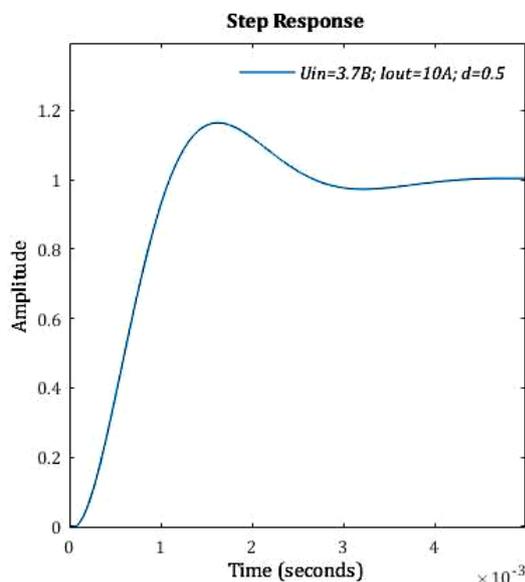


Рис. 8. Перехідна функція передавальної характеристики замкненого контуру

Висновки.

Запропоновано накопичувач енергії на основі комбінації суперконденсатора та акумуляторної батареї для джерела живлення, розробленого за топологією проміжного накопичення енергії, що використовується для технології контактного мікрозварювання. Обрано напівактивну топологію батареї та SEPIC перетворювач для розподілу енергії між накопичува-

чами, що дозволяє забезпечити розряд батареї номінальним струмом та номінальну напругу на суперконденсаторі незалежно від рівня заряду АБ.

Отримано математичну модель перетворювача, що враховує паразитні опори компонентів схеми. Для дослідження стійкості запропонованої ланки керування використано критерій Найквіста. В результаті аналізу визначено область стійкості системи при варіації ключових параметрів системи. Наведена топологія є стійкою при зміні коефіцієнту заповнення імпульсів, струму навантаження та вхідної напруги в широкому діапазоні.

Подальша робота буде присвячена практичній верифікації отриманих результатів з використанням фізичної моделі запропонованого комбінованого накопичувача.

Роботу виконано за підтримки Міністерства освіти і науки України (ДБ № 0119U100189 та № 0120U101285).

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Khalid M. A review on the selected applications of battery-supercapacitor hybrid energy storage systems for microgrids. *Energies*, 2019, vol. 12, no. 23, p. 4559. doi: 10.3390/en12234559.
2. Kuperman A., Aharon I. Battery-ultracapacitor hybrids for pulsed current loads: A review. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 2011, vol. 15, no. 2, pp. 981-992. doi: 10.1016/j.rser.2010.11.010.
3. Bocklisch T. Hybrid energy storage approach for renewable energy applications. *Journal of Energy Storage*, 2016, vol. 8, pp. 311-319. doi: 10.1016/j.est.2016.01.004.
4. Kozhushko Y., Pavkovic D., Zinchenko D., Karbivska T., Sydorets V., Bondarenko O. Hybrid Energy Storage System of Power Supply for Micro Resistance Welding. *2019 IEEE 39th International Conference on Electronics and Nanotechnology, ELNANO 2019 – Proceedings*, 2019, pp. 584-589, doi: 10.1109/elnano.2019.8783890.
5. Bondarenko O., Verbytskyi I., Prokopets V., Kaloshyn O., Spitsyn D., Ryzhakova T., Kozhushko Y. Modular Power Supply for Micro Resistance Welding. *Electrical, Control and Communication Engineering*, 2017, vol. 12, no. 1, pp. 20-26. doi: 10.1515/ecece-2017-0003.
6. El Aroudi A., Giaouris D., Iu H. H.-C., Hiskens I.A. A Review on Stability Analysis Methods for Switching Mode Power Converters. *IEEE Journal on Emerging and Selected Topics in Circuits and System*, 2015, vol. 5, no. 3, pp. 302-315. doi: 10.1109/jetcas.2015.2462013.
7. Kotra S., Mishra M.K. Design and Stability Analysis of DC Microgrid With Hybrid Energy Storage System. *IEEE Transactions on Sustainable Energy*, 2019, vol. 10, no. 3, pp. 1603-1612. doi: 10.1109/tste.2019.2891255.
8. Dong C., Jia H., Xu Q., Xiao J., Xu Y., Tu P., Lin P., Li X., Wang P. Time-delay stability analysis for hybrid energy storage system with hierarchical control in DC Microgrids. *IEEE Transactions on Smart Grid*, 2018, vol. 9, no. 6, pp. 6633-6645. doi: 10.1109/tsg.2017.2717504.
9. Руденко Ю. В. Способ усреднения модели импульсных преобразователей постоянного напряжения. *Технічна електродинаміка*, 2017, № 3, С. 42-48, doi: 10.15407/techned2017.03.042.
10. Åström K.J., Hägglund T. *PID controllers: theory, design, and tuning*, vol. 2. International Society of Automation, 1995.

REFERENCES

1. Khalid M. A review on the selected applications of battery-supercapacitor hybrid energy storage systems for microgrids.

- Energies*, 2019, vol. 12, no. 23, p. 4559. doi: [10.3390/en12234559](https://doi.org/10.3390/en12234559).
2. Kuperman A., Aharon I. Battery-ultracapacitor hybrids for pulsed current loads: A review. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 2011, vol. 15, no. 2, pp. 981-992. doi: [10.1016/j.rser.2010.11.010](https://doi.org/10.1016/j.rser.2010.11.010).
 3. Bocklisch T. Hybrid energy storage approach for renewable energy applications. *Journal of Energy Storage*, 2016, vol. 8, pp. 311-319. doi: [10.1016/j.est.2016.01.004](https://doi.org/10.1016/j.est.2016.01.004).
 4. Kozhushko Y., Pavkovic D., Zinchenko D., Karbivska T., Sydorets V., Bondarenko O. Hybrid Energy Storage System of Power Supply for Micro Resistance Welding. *2019 IEEE 39th International Conference on Electronics and Nanotechnology, ELNANO 2019 – Proceedings*, 2019, pp. 584-589, doi: [10.1109/elnano.2019.8783890](https://doi.org/10.1109/elnano.2019.8783890).
 5. Bondarenko O., Verbytskyi I., Prokopets V., Kaloshyn O., Spitsyn D., Ryzhakova T., Kozhushko Y. Modular Power Supply for Micro Resistance Welding. *Electrical, Control and Communication Engineering*, 2017, vol. 12, no. 1, pp. 20-26. doi: [10.1515/ecce-2017-0003](https://doi.org/10.1515/ecce-2017-0003).
 6. El Aroudi A., Giaouris D., Iu H. H.-C., Hiskens I.A. A Review on Stability Analysis Methods for Switching Mode Power Converters. *IEEE Journal on Emerging and Selected Topics in Circuits and System*, 2015, vol. 5, no. 3, pp. 302-315. doi: [10.1109/jetcas.2015.2462013](https://doi.org/10.1109/jetcas.2015.2462013).
 7. Kotra S., Mishra M.K. Design and Stability Analysis of DC Microgrid With Hybrid Energy Storage System. *IEEE Transactions on Sustainable Energy*, 2019, vol. 10, no. 3, pp. 1603-1612. doi: [10.1109/tste.2019.2891255](https://doi.org/10.1109/tste.2019.2891255).
 8. Dong C., Jia H., Xu Q., Xiao J., Xu Y., Tu P., Lin P., Li X., Wang P. Time-delay stability analysis for hybrid energy storage system with hierarchical control in DC Microgrids. *IEEE Transactions on Smart Grid*, 2018, vol. 9, no. 6, pp. 6633-6645. doi: [10.1109/tsg.2017.2717504](https://doi.org/10.1109/tsg.2017.2717504).
 9. Rudenko Yu.V. Mode of averaging of pulse DC converter model. *Technical Electrodynamics*, 2017, no. 3, pp. 42-48. (Rus). doi: [10.15407/techned2017.03.042](https://doi.org/10.15407/techned2017.03.042).
 10. Aström K.J., Hägglund T. *PID controllers: theory, design, and tuning*, vol. 2. International Society of Automation, 1995.

Надійшла (received) 03.07.2020

Бондаренко Олександр Федорович¹, к.т.н., доц.,
 Кожушко Юлія Віталіївна¹, аспірант,
 Карбівська Тетяна Олексіївна¹, аспірант,
 Желязков Єгор Олександрович¹, студент,
 Сафронов Павло Сергійович¹, к.т.н., доц.,

¹ Національний технічний університет України
 «Київський політехнічний інститут імені Ігоря Сікорського»,
 03056, Київ, пр. Перемоги, 37,
 e-mail: bondarenkoaf@gmail.com

O.F. Bondarenko¹, Yu.V. Kozhushko¹, T.O. Karbivska¹,
 Y.O. Zheliazkov¹, P.S. Safronov¹

¹ National Technical University of Ukraine «Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute»,
 37, Prospect Peremohy, Kyiv-56, 03056, Ukraine.

Stability analysis of hybrid energy storage based on supercapacitor and battery.

The aim of the work is to analyze the stability of the battery-supercapacitor hybrid storage of power supply for resistance micro-welding equipment, considering the possible variation of the system parameters and taking into account parallel series resistance of the circuit components. **Methodology.** The sufficient accurate mathematical model of the hybrid energy storage system to stability analysis has been obtained by the state-space average method. According to the state-space averaging method, PWM switching converters are described by separate circuit topologies for each switching period. The system of differential equations for each time interval has been derived by use of the Kirchhoff rules. The small-signal model transfer function of the SEPIC converter has been obtained by applying the Laplace transform to linear state equations averaged over one switching cycle. Finally, the Nyquist stability criterion has been considered to evaluate the stability of the proposed energy storage system. **Results.** Bode diagrams of an open-loop system for different values of the duty cycle, average load current, and input voltage have been obtained by using MATLAB software. The gain margin ranges from 14.6 dB to 26.4 dB and the phase margin ranges from 45.4 degrees to 54.8 degrees. From these results, it is obvious that the proposed system meets the stability criteria regardless of the aforementioned parameter fluctuations. **Originality.** The high-efficiency energy storage system for micro resistance welding technology has been proposed. Developing of the energy storage system according to the battery semi-active hybrid topology enables to control the Li-ion battery discharge current within the maximum allowable value. SEPIC converter utilization ensures the high-efficient operation of the power supply despite the battery charge state. Moreover, this topology allows implementing series and parallel configuration of both batteries and supercapacitors to obtain the required value of voltage and current. **Practical significance.** The mathematical model of the SEPIC converter has been developed by applying the state-space averaging technique. The stability analysis for parameter variation, such as duty cycle and the average load current, the input voltage has been performed by using Nyquist criteria. References 10, tables 1, figures 8.

Key words: hybrid energy storage, SEPIC converter, stability analysis, state-space average method, micro resistance welding.

В.С. Гринченко, К.В. Чунихин

НОРМАЛИЗАЦИЯ МАГНИТНОГО ПОЛЯ В ЖИЛЫХ ДОМАХ, РАСПОЛОЖЕННЫХ ВБЛИЗИ ВОЗДУШНЫХ ЛИНИЙ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧИ, РЕШЕТЧАТЫМИ ЭКРАНАМИ

Исследована возможность уменьшения магнитного поля в жилых домах, которые находятся на границе охранной зоны распространенных в городских электросетях одноцепных воздушных линий электропередачи с расположением проводов в вершинах треугольника и двухцепных воздушных линий электропередачи 110 кВ, при помощи предложенных авторами решетчатых экранов. Рассмотренные экраны выполнены из алюминиевых проводов, соединенных параллельно между собой, и установлены на стены дома. Исследованы эффективности плоского и U-образного решетчатых экранов различной металлоемкости. Показано, что плоский решетчатый экран не обеспечивает достаточно уменьшения магнитного поля в угловых областях жилых домов. В то же время U-образный решетчатый экран эквивалентной металлоемкости позволяет уменьшить магнитное поле до предельно допустимого уровня 0,5 мкТл в более чем 97 % помещений дома. Предложены рекомендации по конструктивному исполнению решетчатых экранов. Библ. 11, рис. 9, табл. 4.

Ключевые слова: магнитное поле, экранирование, воздушная линия электропередачи, охранная зона, предельно допустимый уровень.

Досліджено можливість зменшення магнітного поля в житлових будинках, які знаходяться на границі охоронної зони одноколових повітряних ліній електропередачі із розташуванням проводів у вершинах трикутника та двоколових повітряних ліній електропередачі 110 кВ, поширених в міських електромережах, за допомогою запропонованих авторами ґратчастих екранів. Розглянуті екрани виконано з алюмінієвих проводів, з'єднаних паралельно між собою, та встановлено на стіни будинку. Досліджено ефективності плоского та U-подібного ґратчастих екранів різної металоемності. Показано, що плоский ґратчастий екран не забезпечує достатнього зменшення магнітного поля в кутових областях житлових будинків. У той же час U-подібний ґратчастий екран еквівалентної металоемності дозволяє зменшити магнітне поле до гранично допустимого рівня 0,5 мкТл в більш ніж 97 % приміщень будинку. Запропоновано рекомендації щодо конструктивного виконання ґратчастих екранів. Бібл. 11, рис. 9, табл. 4.

Ключові слова: магнітне поле, екранування, повітряна лінія електропередачі, охоронна зона, гранично допустимий рівень.

Введение. Воздушные линии электропередачи 110 кВ (ВЛ), расположенные в зонах жилой застройки, являются основными источниками магнитного поля (МП) промышленной частоты в домах [1]. Длительное воздействие МП промышленной частоты, даже относительно слабого уровня, оказывает негативное влияние на здоровье людей, что обуславливает мировую тенденцию по ужесточению соответствующих санитарных норм. В Украине предельно допустимый уровень МП промышленной частоты для жилых помещений составляет 0,5 мкТл [2]. Однако эта норма не выполняется для большинства жилых домов, расположенных вблизи действующих ВЛ, в частности, на границах их охранных зон. Это объясняется тем, что размеры охранных зон ВЛ, которые регламентированы в [3], не учитывают современные требования к предельно допустимому уровню МП промышленной частоты. Демонтаж и перенос ВЛ либо ее замена на подземную кабельную линию требуют значительных материальных затрат. Поэтому целесообразным является уменьшение МП ВЛ при помощи электромагнитных экранов – сплошных электропроводящих пластин, которые устанавливаются на внутреннюю или внешнюю поверхность стены. Однако сплошные экраны не могут быть использованы на стенах жилых домов с окнами.

В [4, 5] рассмотрено уменьшение МП, создаваемого одноцепной ВЛ с вертикальным расположением проводов, при помощи предложенного авторами нового типа электромагнитного экрана: так называемого решетчатого экрана, состоящего из набора алюминиевых проводов, соединенных параллельно. Основное

преимущество этого экрана заключается в том, что он не мешает проникновению света.

Однако осталась не исследованной возможность применения решетчатых экранов для уменьшения МП в жилых домах, которые находятся на границе охранной зоны широко распространенных одноцепных ВЛ 110 кВ с расположением проводов в вершинах треугольника и двухцепных ВЛ 110 кВ, создающих вращающееся МП.

Целью данной работы является определение возможности нормализации магнитного поля в жилых домах, которые находятся на границе охранных зон типовых воздушных линий электропередачи 110 кВ с расположением проводов в вершинах треугольника и двухцепных линий, с помощью решетчатых экранов и разработка рекомендаций по их конструктивному исполнению.

Геометрические размеры одноцепной ВЛ и охранной зоны. На рис. 1 показаны принятые обозначения для размеров одноцепных опор: a_1, a_2, a_3 – кратчайшие расстояния от вертикальной оси симметрии опоры до точек подвеса проводов; h_1, h_2 – их высоты. Отметим, что в зависимости от климатических условий могут применяться опоры с различным расстоянием между проводами по вертикали [2]. Также на рис. 1 приведена нумерация проводов одноцепной ВЛ, принятая в данной работе. Полагается, что эта линия электропередачи работает в симметричном режиме и, соответственно, действующие значения токов в проводах равны между собой, т.е. $I_3=I_2=I_1$.

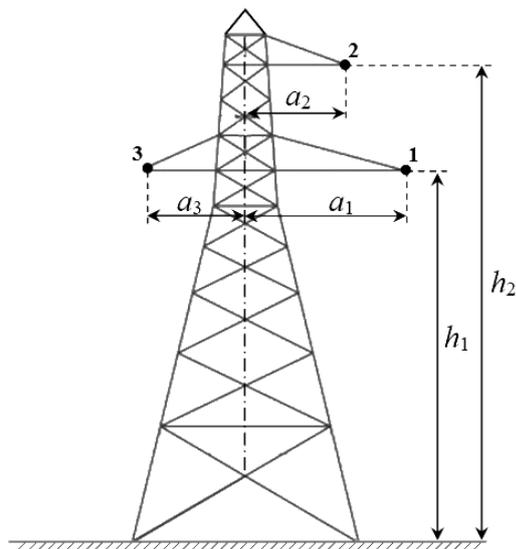


Рис. 1. Схематическое изображение одноцепной опоры ВЛ 110 кВ

В табл. 1 сведены геометрические размеры типовых одноцепных опор 110 кВ [6]. Как видно, размеры a_1 , a_2 , a_3 и h_1 , h_2 опоры типа П110-3В наиболее близки к соответствующим усредненным значениям, приведенным в табл. 1. Поэтому при дальнейших расчетах МП одноцепной ВЛ полагается, что $a_1=4,2$ м, $h_1=19$ м, $a_2=2,1$ м, $h_2=23$ м и $a_3=2,1$ м.

Для создания нормальных условий эксплуатации электрических сетей и обеспечения их сохранности, а также соблюдения требований техники безопасности устанавливаются охранные зоны. В Украине размер охранной зоны ВЛ 110 кВ составляет 20 м [3]. Поэтому в данной работе расстояние между крайним проводом с номером 1 и стеной жилого дома, расположенного вдоль границы охранной зоны $x=0$, принято равным 20 м (рис. 2).

Магнитное поле одноцепной ВЛ. В [7] показано, что МП ВЛ проникает внутрь жилого дома практически без ослаблений.

Для расчета МП, создаваемого ВЛ, приняты следующие допущения [1, 7, 8]: провода ВЛ полагаем бесконечно длинными, параллельными друг другу и поверхности земли; пренебрегаем влиянием опор на распределение МП ВЛ; пренебрегаем электрическими токами, которые индуцируются в земле, полагая электрическую проводимость последней равной нулю.

Таблица 1
Размеры типовых одноцепных опор ВЛ 110 кВ

Тип опоры	a_1 , м	a_3 , м	h_1 , м	a_2 , м	h_2 , м
П110-3В	4,2	2,1	19	2,1	23
П110-3В+4	4,2	2,1	23	2,1	27
ПС110-9В	4,2	2,6	19	2,6	25
ПМ110-1Ф	4,7	2,4	19	2,4	23
ПМ110-3Ф	3,9	2,3	15	2,3	19
ПБ-29	2,75	2,0	13,5	2,0	17,5
Среднее значение	4,0	2,3	18	2,3	22,4

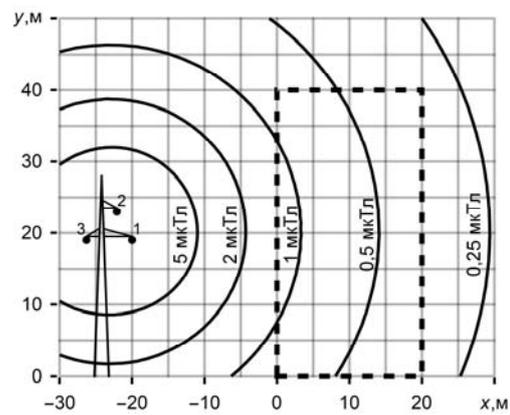


Рис. 2. Распределение МП одноцепной ВЛ

Принятые допущения позволяют записать аналитическое выражение для МП, создаваемого ВЛ в свободном пространстве. В силу первого допущения поле является плоскопараллельным. Если система декартовых координат введена как показано на рис. 2, то действующее значение магнитной индукции в произвольной точке (x, y) может быть найдено при помощи следующего выражения [7]:

$$B = \left(\sum_{p=1}^3 \frac{\mu_0 I_p e^{j\varphi_p}}{2\pi} \cdot \frac{y - y_p}{(x - x_p)^2 + (y - y_p)^2} \right)^2 + \left(\sum_{p=1}^3 \frac{\mu_0 I_p e^{j\varphi_p}}{2\pi} \cdot \frac{x - x_p}{(x - x_p)^2 + (y - y_p)^2} \right)^2 \right)^{\frac{1}{2}} \quad (1)$$

где I_p и φ_p – действующее значение и начальная фаза тока в p -м проводе ВЛ; x_p и y_p – координаты расположения p -го провода в плоскости xOy ; $\mu_0=4\pi \cdot 10^{-7}$ Гн/м – магнитная постоянная; j – мнимая единица.

Величина номинального тока ВЛ принята равной $I_1=500$ А [1, 7, 8]. Начальные фазы приняты следующими: $\varphi_1=-2\pi/3$, $\varphi_2=0$, $\varphi_3=2\pi/3$. Распределение линий равных уровней магнитной индукции, найденное с помощью (1), представлено на рис. 2. Пунктирной линией отмечен контур дома, расположенного вблизи ВЛ. Из распределения видно, что в левой части жилого дома величина поля превышает предельно допустимый уровень 0,5 мкТл.

Экранирование МП одноцепной ВЛ. Основываясь на [4, 5], выбраны следующие параметры плоского решетчатого экрана: число проводов – 81, диаметр каждого провода – 8 мм, расстояние между соседними проводами – 0,5 м. Металлоемкость экрана обозначена через V . Экран расположен в плоскости $x=0$, т.е. на стене дома, обращенной к ВЛ (рис. 3). Таким образом, координаты осей проводов таковы: $x_k = 0$, $y_k = (0,5 \cdot k)$ м, где $k=0..80$. Электрическая проводимость решетчатого экрана положена равной $3,5 \cdot 10^7$ См/м.

Для нахождения распределения экранированного МП поочередно использованы два различных подхода: численное моделирование в рамках модели, представленной в [4, 5], и аналитический расчет в рамках модели, предложенной в [9].

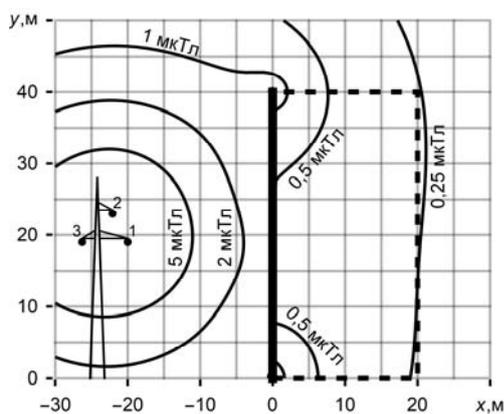


Рис. 3. Распределение МП одноцепной ВЛ при использовании плоского решетчатого экрана

Отличие значений магнитной индукции экранированного поля, полученных при использовании указанных моделей, не превышает 3 %. Для верификации использованных моделей был рассмотрен случай нулевой проводимости экрана: результаты расчета МП в контрольных точках согласуются с результатами расчета, проведенного при помощи методики [10].

Результаты расчета МП ВЛ при использовании плоского решетчатого экрана представлены на рис. 3. Как видно из полученного распределения, МП не превышает предельно допустимый уровень 0,5 мкТл в большей части дома. Однако в угловых областях дома плоский экран не обеспечивает достаточного уменьшения МП ВЛ.

Для повышения эффективности экранирования МП использован подход, предложенный в [5], согласно которому рекомендуется использовать U-образный решетчатый экран. Соответственно, параметры U-образного экрана заданы следующие: число проводов – 121, диаметр каждого провода – 6,5 мм, расстояние между соседними проводами – 0,5 м, длина «рукавов» – 10 м. U-образный контур, вдоль которого с равным шагом расположены провода, показан на рис. 4. Вертикальная секция идентична плоскому решетчатому экрану. «Рукава» экрана, каждый из которых состоит из 20 проводов, расположены на верхних и нижних технических этажах жилого дома. Оси проводов, принадлежащих «рукавам», имеют следующие координаты: $x_k = (0,5 \cdot k)$ м, $y_k = 0$ для нижнего «рукава» и $y_k = 40$ м для верхнего «рукава», где $k = 1..20$. При этом металлоемкость рассматриваемого U-образного экрана равна V .

Результаты расчета МП одноцепной ВЛ при использовании U-образного решетчатого экрана показаны на рис. 4. Из представленного распределения МП следует, что практически во всем жилом доме величина поля ниже предельно допустимого уровня, а его превышение наблюдается только в окрестностях крайних проводов экрана.

В качестве критерия эффективности экранирования МП в доме с помощью решетчатых экранов может быть использован показатель нормализации магнитного поля η , определяющий долю жилого пространства, в котором МП нормализовано и не превышает предельно допустимый уровень.

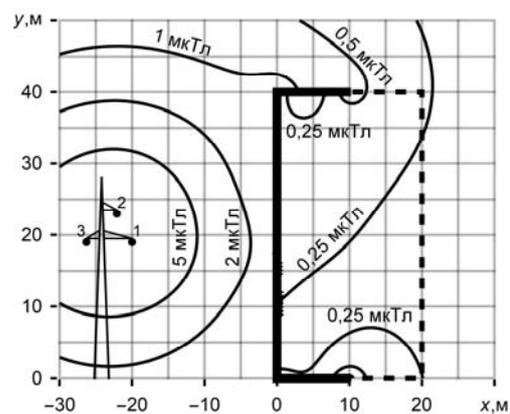


Рис. 4. Распределение МП одноцепной ВЛ при использовании U-образного решетчатого экрана

При плоскопараллельном МП показатель нормализации равен

$$\eta = \frac{S}{S_0} \cdot 100\%, \quad (2)$$

где S – сумма площадей сечений областей в доме, в которых уровень МП не превышает предельно допустимый, S_0 – площадь сечения всего дома. Отметим, что согласно [2] при нахождении S и S_0 не берутся во внимание участки, находящиеся ближе, чем 0,5 м к стенам дома.

Предложенный показатель нормализации η является интегральным показателем, который количественно характеризует объем той части жилого дома, где соблюдены нормативные требования по уровню МП промышленной частоты. Анализ распределений МП, представленных на рис. 3 и рис. 4, позволяет определить S в каждом из случаев. Площадь S_0 находится как произведение длин сторон области экранирования. Тогда согласно (2) показатель η составляет 88,3 % при использовании плоского решетчатого экрана и 99,2 % при использовании U-образного решетчатого экрана.

Увеличение или уменьшение металлоемкости решетчатого экрана, которое достигается путем изменения диаметра его проводов, ведет к соответствующему изменению показателя нормализации. В табл. 2 представлены результаты расчета η при варьировании металлоемкости экрана от $0,2 \cdot V$ до $1,2 \cdot V$. Результаты расчета показывают, что применение плоского решетчатого экрана неэффективно для уменьшения МП ВЛ с расположением проводов в вершинах треугольника, при котором МП можно считать вращающимся. В то же время U-образный решетчатый экран позволяет достигать показателя нормализации $\eta = 97\%$ при металлоемкости $0,5 \cdot V$. Следовательно, диаметр проводов экрана при сохранении их количества и расположения может быть уменьшен до 4,6 мм.

Необходимо отметить, что относительно высокие значения η , приведенные в табл. 2, также обусловлены тем, что в правой части дома уровень МП не превышает предельно допустимый и при отсутствии экрана. Так, из анализа распределения магнитной индукции, представленного на рис. 2, следует, что показатель нормализации МП при отсутствии экрана составляет 38,1 %.

Таблица 2

Показатель нормализации магнитного поля η для дома, расположенного вблизи одноцепной ВЛ, при использовании решетчатого экрана

Металлоемкость экрана, отнесенная к V	η , %	
	Применение плоского экрана	Применение U-образного экрана
0,2	60,5	64,3
0,3	68,6	81,0
0,4	75,3	91,6
0,5	80,1	97,4
0,6	83,0	99,2
0,8	86,6	99,2
1,0	88,3	99,2
1,2	89,2	99,2

Геометрические размеры двухцепной ВЛ. Существует несколько вариантов расположения проводов двухцепной ВЛ на опорах: «вертикальное расположение», «прямая ёлка», «обратная ёлка» и «бочка». В Украине наибольшее распространение получил последний вариант (рис. 5). По аналогии с предыдущими разделами введены следующие обозначения размеров двухцепной опоры: a_1, a_2, a_3 – кратчайшие расстояния от вертикальной оси симметрии опоры до точек подвеса проводов; h_1, h_2, h_3 – их высоты. Также на рис. 5 приведена нумерация проводов двухцепной ВЛ, принятая в данной работе. Традиционно для упрощения эксплуатации ВЛ провода 1-3 составляют одну трехфазную линию электропередачи, а провода 4-6 – другую. Полагается, что каждая линия электропередачи работает в симметричном режиме. Тогда действующие значения токов в проводах 1-3 равны между собой, т.е. $I_3=I_2=I_1$. Аналогично для второй линии электропередачи выполняется $I_4=I_5=I_6$. Отметим, что в общем случае значения токов I_1 и I_6 могут быть различными.

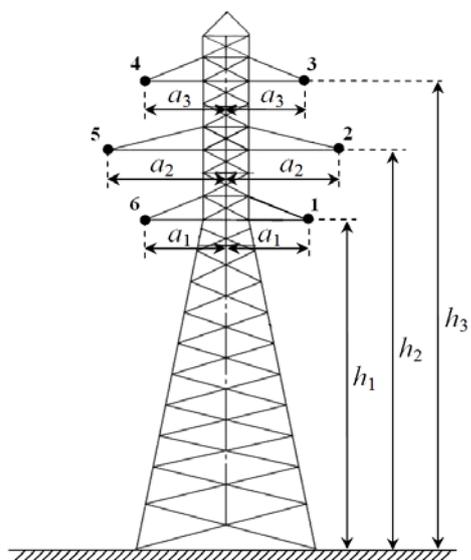


Рис. 5. Схематическое изображение двухцепной опоры ВЛ 110 кВ

В табл. 3 сведены геометрические размеры типовых двухцепных опор 110 кВ [6]. Как видно, геометрические размеры опоры типа П110-4В наиболее близки к усредненным значениям. Поэтому при дальнейших расчетах МП двухцепной ВЛ полагается, что $a_1=2,1$ м, $h_1=19$ м, $a_2=4,2$ м, $h_2=23$ м, $a_3=2,1$ м, $h_3=27$ м.

Магнитное поле двухцепной ВЛ. Для определения уровня МП двухцепной ВЛ приняты допущения, в рамках которых получено (1). Тогда для нахождения распределения МП двухцепной ВЛ (рис. 6-7) можно воспользоваться (1), заменив для счетчика p верхнюю границу интервала изменения с 3 на 6.

В [8, 11] показано, что МП двухцепной ВЛ минимально, когда провода с одинаковыми начальными фазами токов расположены центрально симметрично. На рис. 6 представлено распределение линий равных уровней магнитной индукции при $I_1=I_6=500$ А, $\varphi_1=\varphi_4=-2\pi/3$, $\varphi_2=\varphi_5=0$, $\varphi_3=\varphi_6=2\pi/3$. Пунктирной линией, как и прежде, отмечен контур дома, который находится на границе охранной зоны на расстоянии 20 м от крайнего провода ВЛ. Как видно, МП не превышает предельно допустимый уровень 0,5 мкТл практически во всем жилом пространстве, а показатель нормализации МП составляет 99,2 %.

Таблица 3
Размеры типовых двухцепных опор ВЛ 110 кВ

Тип опоры	a_1 , м	h_1 , м	a_2 , м	h_2 , м	a_3 , м	h_3 , м
П110-2	2,0	19	4,1	23	2,0	27
П110-4В	2,1	19	4,2	23	2,1	27
П110-4В+4	2,1	23	4,2	27	2,1	31
ПМ110-2Ф	2,4	19	4,7	23	2,4	27
ПМ110-4Ф	2,3	15	3,9	19	2,3	23
П110-6В	2,1	19	4,2	25	2,1	31
П110-6В+4	2,1	23	4,2	29	2,1	35
ПС110-10В	2,6	19	4,2	25	2,6	31
ПМ110-8ФР	2,4	19	3,3	25	2,4	31
ПМ110-6Ф	2,4	15	3,3	21	2,4	27
Среднее значение	2,3	19	4,0	24	2,3	29

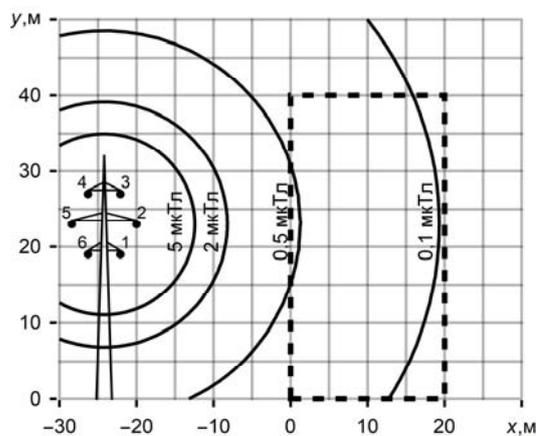


Рис. 6. Распределение МП двухцепной ВЛ для случая $\varphi_1=\varphi_4$, $\varphi_3=\varphi_6$

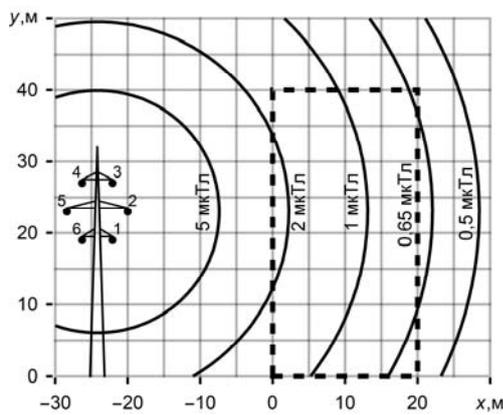


Рис. 7. Распределение МП двухцепной ВЛ для случая $\varphi_1=\varphi_6, \varphi_3=\varphi_4$

Наибольшие уровни МП двухцепной ВЛ достигаются при протекании номинального тока $I_1=I_6=500$ А и начальных фазах $\varphi_1=\varphi_6=-2\pi/3, \varphi_2=\varphi_5=0, \varphi_3=\varphi_4=2\pi/3$. В этом случае, как видно из распределения МП на рис. 7, уровень поля превышает предельно допустимый во всем жилом доме.

Экранирование МП двухцепной ВЛ. Определим показатель нормализации η для дома, расположенного вблизи двухцепной ВЛ (рис. 7), при использовании плоского и U-образного решетчатых экранов, металлоемкость каждого из которых равна V . Параметры экранов приведены в предыдущих разделах работы: число проводов – 81 и 121, соответственно; диаметр проводов – 8 мм и 6,5 мм, соответственно. На рис. 8 и рис. 9 представлены линии равного уровня магнитной индукции при уменьшении МП двухцепной ВЛ, соответственно, плоским и U-образным решетчатым экраном.

При использовании плоского решетчатого экрана МП не превышает предельно допустимый уровень 0,5 мкТл в большей части дома. Однако, как и в случае одноцепной ВЛ, в угловых областях дома плоский экран не обеспечивает достаточного уменьшения МП двухцепной ВЛ. В то же время при использовании U-образного решетчатого экрана для уменьшения МП двухцепной ВЛ, практически во всем доме величина магнитной индукции не превышает предельно допустимый уровень.

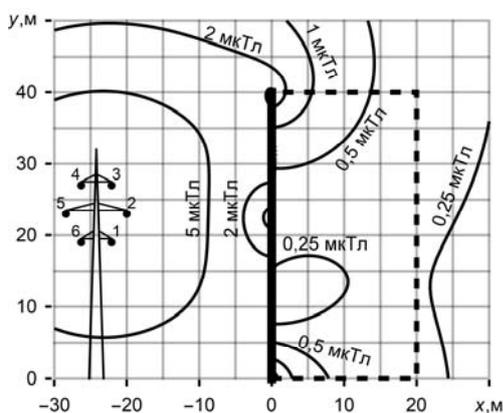


Рис. 8. Распределение МП двухцепной ВЛ при использовании плоского решетчатого экрана

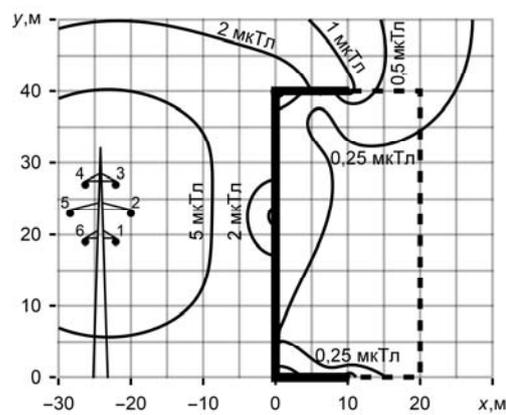


Рис. 9. Распределение МП двухцепной ВЛ при использовании U-образного решетчатого экрана

Анализ распределений МП, представленных на рис. 8 и рис. 9, позволяет определить показатель нормализации η . Согласно (2) он составляет 83,9 % при использовании плоского и 98,7 % при использовании U-образного решетчатых экранов с металлоемкостью V . В табл. 4 представлены результаты расчета η при варьировании металлоемкости экранов.

Из полученных результатов следует, что для уменьшения МП двухцепной ВЛ целесообразно использовать U-образный решетчатый экран объемом $0,75 \cdot V$. Соответственно, диаметр проводов экрана, при сохранении их количества и расположения, может быть уменьшен до 5,7 мм. При этом показатель нормализации магнитного поля η дома составляет 97 %, что позволяет эффективно использовать 97 % его жилого пространства.

Проведенный анализ подтверждает возможность нормализации с помощью решетчатых экранов магнитного поля в жилых домах, расположенных на границе охранных зон типовых воздушных линий электропередачи 110 кВ, и позволяет сформулировать рекомендации по конструктивному исполнению решетчатых экранов.

Таблица 4

Показатель нормализации магнитного поля η для дома, расположенного вблизи двухцепной ВЛ, при использовании решетчатого экрана

Металлоемкость экрана, отнесенная к V	$\eta, \%$	
	Применение плоского экрана	Применение U-образного экрана
0,2	15,0	27,7
0,3	41,6	52,9
0,4	60,7	70,6
0,5	69,7	82,8
0,6	75,2	90,4
0,75	80,3	97,0
0,8	81,3	97,9
1,0	83,9	98,7
1,2	85,2	99,0

Выводы.

1. Показано, что плоский решетчатый экран, выполненный из алюминиевых проводов диаметром 8 мм и установленный на стене дома, обращенной к воздушной линии электропередачи 110 кВ (одноцепной с расположением проводов в вершинах треугольника или двухцепной), обеспечивает уменьшение магнитного поля до предельно допустимого уровня 0,5 мкТл в большей части жилого пространства. При этом превышение допустимого уровня может наблюдаться только в угловых областях дома.

2. Для нормализации магнитного поля во всем жилом доме, расположенном на границе охранной зоны воздушной линии 110 кВ, целесообразно применение U-образного решетчатого экрана.

3. Эффективное применение решетчатых экранов достигается, когда расстояние между его соседними проводами составляет не более 0,5 м, а диаметр проводов – не менее 4,6 мм при экранировании одноцепной ВЛ 110 кВ с расположением проводов в вершинах треугольника и не менее 5,7 мм при экранировании двухцепной ВЛ 110 кВ.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Пелевин Д.Е. Методы снижения магнитного поля воздушных линий электропередачи за пределами охранных зон. *Технічна електродинаміка*, 2014, № 5, С. 14-16.
2. Правила улаштування електроустановок. – Видання офіційне. Міненерговугілля України. – Х.: Видавництво «Форт», 2017. – 760 с.
3. Постанова Кабінету Міністрів України від 4 березня 1997 р. № 209 «Про затвердження Правил охорони електричних мереж» у редакції від 5 квітня 2017 р.
4. Гринченко В.С. Снижения магнитного поля трехфазных линий электропередачи гратчастим електромагнітним екраном. *Технічна електродинаміка*, 2018, № 4, С. 29-32. doi: 10.15407/techned2018.04.029.
5. Grinchenko V., Pyrohova U. Mitigation of overhead line magnetic field by U-shaped grid shield. *Proc. 2019 IEEE 2nd Ukraine Conference on Electrical and Computer Engineering (UKRCON)*, Lviv, Ukraine, 2019, pp. 345-348, doi: 10.1109/UKRCON.2019.8879834.
6. Рокотян С., Зеличенко А., Левин Л. и др. Типовой проект 3.407-68/73. Унифицированные стальные нормальные опоры ВЛ 35, 110 и 150 кВ. Том 1. – М., 1973. – 66 с.
7. Rozov V., Grinchenko V. Simulation and analysis of power frequency electromagnetic field in buildings closed to overhead lines. *Proc. 2017 IEEE First Ukraine Conference on Electrical and Computer Engineering (UKRCON)*. Kyiv, Ukraine, pp. 500-503. doi: 10.1109/UKRCON.2017.8100538.
8. Mazzanti G. Current phase-shift effects in the calculation of magnetic fields generated by double-circuit overhead transmission lines. *Proc. IEEE Power Engineering Society General Meeting*, 2004, pp. 413-418. doi: 10.1109/PES.2004.1372827.
9. Гринченко В.С. Розробка напів-аналітичної моделі гратчастого екрана для зменшення магнітного поля ліній електропередачі. *Праці VII Всеукраїнської науково-практичної конференції молодих науковців «Інформаційні технології – 2020»*. – С. 149-151.
10. СОУ-Н ЕЕ 20.179:2008. Розрахунок електричного і магнітного полів ліній електропередавання. Методика (зі змінами). – К.: Міненерговугілля України, 2016. – 37 с.
11. Розов В.Ю., Реуцкий С.Ю., Пелевин Д.Е., Пилигина О.Ю. Магнитное поле линий электропередачи и методы его снижения до безопасного уровня. *Технічна електродинаміка*, 2013, № 2, С. 3-9.

REFERENCES

1. Pelevin D.Ye. The methods of reducing of the magnetic fields of overhead power lines outside security zones. *Technical Electrodynamics*, 2014, no. 5, pp. 14-16. (Rus).
2. Electrical installation regulations. Kharkiv, Fort Publ., 2017. 760 p. (Ukr).
3. Decree of the Cabinet of Ministries of Ukraine dated March 4, 1997 No. 209 «About the statement of Rules of protection of electric networks», edition on April 5, 2017. (Ukr).
4. Grinchenko V.S. Mitigation of three-phase power line magnetic field by grid electromagnetic shield. *Technical Electrodynamics*, 2018, no. 4, pp. 29-32. (Ukr). doi: 10.15407/techned2018.04.029.
5. Grinchenko V., Pyrohova U. Mitigation of overhead line magnetic field by U-shaped grid shield. *Proc. 2019 IEEE 2nd Ukraine Conference on Electrical and Computer Engineering (UKRCON)*, Lviv, Ukraine, 2019, pp. 345-348, doi: 10.1109/UKRCON.2019.8879834.
6. Rokotian S., Zelichenko A., Levin L., et al. Typical project 3.407-68/73. Unified steel normal supports of overhead lines 35, 110 and 150 kV. Volume 1. Moscow, 1973. 66 p. (Rus).
7. Rozov V., Grinchenko V. Simulation and analysis of power frequency electromagnetic field in buildings closed to overhead lines. *Proc. 2017 IEEE First Ukraine Conference on Electrical and Computer Engineering (UKRCON)*. Kyiv, Ukraine, pp. 500-503. doi: 10.1109/UKRCON.2017.8100538.
8. Mazzanti G. Current phase-shift effects in the calculation of magnetic fields generated by double-circuit overhead transmission lines. *Proc. IEEE Power Engineering Society General Meeting*, 2004, pp. 413-418. doi: 10.1109/PES.2004.1372827.
9. Grinchenko V.S. Development of a semi-analytical model of a grid shield for the magnetic field mitigation of overhead lines. *Proc. VII All-Ukrainian Scientific Conf. of Young Scientists «Information Technologies – 2020»*, pp. 149-151. (Ukr).
10. SOU-N EE 20.179:2008. Calculation of electric and magnetic fields of power lines. Method (with changes). Kyiv, Mینенерговугілля Ukrainy Publ., 2016. 37 p. (Ukr).
11. Rozov V.Yu., Reutskyi S.Yu., Pelevin D.Ye., Pyligina O.Yu. The magnetic field of power transmission lines and the methods of its mitigation to a safe level. *Technical Electrodynamics*, 2013, no. 2, pp. 3-9. (Rus).

Поступила (received) 30.08.2020

Гринченко Владимир Сергеевич¹, к.т.н.,
Чунихин Константин Вадимович¹, к.т.н.

¹Государственное учреждение «Институт технических проблем магнетизма Национальной академии наук Украины», 61106, Харьков, ул. Индустриальная, 19, e-mail: vsgrinchenko@gmail.com, kvchunikhin@gmail.com

V.S. Grinchenko¹, K.V. Chunikhin¹

¹State Institution “Institute of Technical Problems of Magnetism of the National Academy of Sciences of Ukraine”, 19, Industrialna str., Kharkiv, 61106, Ukraine.

Magnetic field normalization in residential building located near overhead line by grid shield

This paper deals with the magnetic field mitigation of 110 kV trefoil single-circuit and double-circuit overhead lines by grid shields. The shields under study are made of aluminum conductors connected in parallel. These shields are mounted on the walls of the building. We study the efficiencies of plane and U-shaped grid shields as the dependence from the quantity of metal. As the result, we show that the plane grid shield does not supply the required efficiency of magnetic field mitigation in corner areas of the building. At the same time, the U-shaped grid shield having equivalent quantity of metal allows to mitigate the magnetic field to the reference level 0.5 μT in more than 97 % part of the building. References 11, figures 9, tables 4. Key words: magnetic field, shielding, overhead line, right-of-way, reference level.

В.М. Михайлов

О ПОДОБИИ ПЛОСКОПАРАЛЛЕЛЬНЫХ ИМПУЛЬСНЫХ МАГНИТНЫХ ПОЛЕЙ, ПРОДОЛЖАЕМЫХ С РАЗЛИЧНЫХ КООРДИНАТНЫХ ОСЕЙ

Мета. Метою роботи є формулювання умов подібності плоскопаралельних магнітних полів при різкому поверхневому ефекті, що продовжуються в невідвідне і немагнітне середовище з різних осей прямокутних координат, котрі обмежують плоскі поверхні провідників. *Методика.* Використано класичне формулювання задачі Коші для рівняння Лапласа відносно векторного потенціалу магнітного поля, методи математичної фізики та основні положення теорії подібності. Розглянуто дві відповідні задачі: задача продовження вихідного поля з однієї осі та задача продовження подібного поля з іншої осі, розподіл індукції магнітного поля на котрій є невідомим. *Результати.* Сформульовано необхідні та достатні умови подібності плоскопаралельних імпульсних або високочастотних магнітних полів, що продовжуються з різних осей прямокутних координат. Для заданих непарного та парного розподілів індукції на осі вихідного магнітного поля визначено відповідні розподіли на осі, а також розв'язані задачі продовження подібного поля. *Наукова новизна.* Доведено, що для подібності полів, які розглянуто, необхідна та достатня пропорційність представлених у критеріальній формі відповідних проекцій векторів цих полів у схожих точках осей. Бібл. 11, рис. 4.

Ключові слова: плоскопаралельне магнітне поле, різкий поверхневий ефект, задача Коші для рівняння Лапласа, теорія подібності.

Цель. Целью работы является формулировка условий подобия плоскопаралельных магнитных полей при резком поверхностном эффекте, которые продолжаются в непроводящую и немагнитную среду с различными осями прямоугольных координат, ограничивающих плоские поверхности проводников. *Методика.* Использованы классическая формулировка задачи Коши для уравнения Лапласа относительно векторного потенциала магнитного поля, методы математической физики и основные положения теории подобия. Рассмотрены две соответствующие задачи: задача продолжения исходного поля с одной оси и задача продолжения подобного поля с другой оси, распределение индукции магнитного поля на которой неизвестно. *Результаты.* Сформулированы необходимые и достаточные условия подобия плоскопаралельных импульсных или высокочастотных магнитных полей, продолжаемых с различных осей прямоугольных координат. Для заданных нечетного и четного распределений индукции на оси исходного магнитного поля определены соответствующие распределения на оси, а также решены задачи продолжения подобного поля. *Научная новизна.* Доказано, что для подобия рассмотренных полей необходима и достаточна пропорциональность представленных в критериальной форме соответствующих проекций векторов этих полей в сходственных точках осей. Библ. 11, рис. 4.

Ключевые слова: плоскопаралельное магнитное поле, резкий поверхностный эффект, задача Коши для уравнения Лапласа, теория подобия.

Введение. Форму массивных соленоидов (индукторов) и электродов, используемых в электрофизических технологиях для получения электромагнитных полей заданного распределения, находят при помощи решения задачи продолжения поля [1-3]. Ограничимся рассмотрением плоскопаралельных (плоских) импульсных или высокочастотных магнитных полей, продолжаемых с одной из осей прямоугольных координат (например, оси x) [4]. В формулировку задачи входит заданное на этой оси распределение некоторой проекции вектора продолжаемого поля. На практике может возникнуть необходимость решить задачу продолжения поля с подобным распределением на оси y . При этом очевидным является использование результатов, полученных для оси x . Основная трудность такого подхода состоит, прежде всего, в недостаточном теоретическом обосновании, вследствие чего заданное распределение поля на оси y оказывается неизвестным.

Цель работы – формулировка условий подобия плоскопаралельных магнитных полей при резком поверхностном эффекте, которые продолжаются в непроводящую и немагнитную среду с различными осями прямоугольных координат, ограничивающих плоские поверхности проводников.

Условия подобия магнитных полей, продолжаемых с плоских поверхностей проводников. В массивном проводнике с плоской граничной

поверхностью под действием импульсного или высокочастотного магнитного поля внешнего индуктора, профиль которого нужно определить, индуцируются вихревые токи. В проводнике резко проявляется поверхностный эффект. Примем допущение идеального поверхностного эффекта [3] и заменим проводник идеально сверхпроводящим полупространством. Используем три системы декартовых координат на плоскости: основную (общую) xOy и две вспомогательные – x_1Oy_1 и x_2Oy_2 . Рассмотрим две соответствующие задачи продолжения плоскопаралельного магнитного поля в немагнитные непроводящие полупространства $y_1 > 0$ и $x_2 > 0$ без источников (рис. 1): с оси x_1 (первая задача, решение которой известно) и с оси y_2 (вторая задача). Полупространства $y_1 < 0$ и $x_2 < 0$ являются идеальными сверхпроводниками.

Уравнение для векторного потенциала $A(x, y)$ таких полей имеет вид [5]

$$\frac{\partial^2 A}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 A}{\partial y^2} = 0. \quad (1)$$

В уравнении (1) $x = x_1 \vee x_2$, $y = y_1 \vee y_2$, $A(x, y) = A_1(x_1, y_1) \vee A_2(x_2, y_2)$. Граничные условия на оси $x_1 -$

$$A_1(x_1, 0) = 0, \quad \left. \frac{\partial A_1}{\partial y_1} \right|_{y_1=0} = B_{1x}(x_1, 0), \quad (2, 3)$$

на оси y_2 –

$$A_2(0, y_2) = 0, \quad \left. \frac{\partial A_2}{\partial x_2} \right|_{x_2=0} = -B_{2y}(0, y_2), \quad (4, 5)$$

где $B_{1x}(x_1, 0)$ и $B_{2y}(0, y_2)$ – проекции индукции магнитного поля $\vec{B}_1(x_1, y_1)$, $y_1 \geq 0$ и $\vec{B}_2(x_2, y_2)$, $x_2 \geq 0$ на оси x_1 и y_2 .

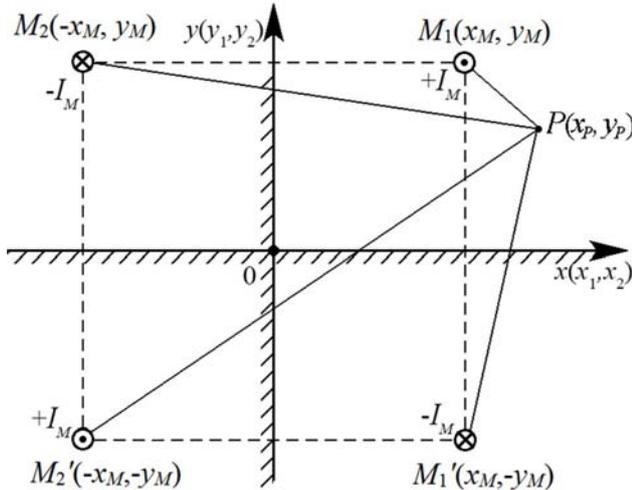


Рис. 1. Системы координат и параллельных осей с токами, создающими заданные распределения индукции магнитного поля (8)

Заметим, что $B_{1x}(x_1, 0)$ – заданная функция, а проекцию $B_{2y}(0, y_2)$ предстоит определить. Сравнивая формулировки двух рассматриваемых задач (1) – (3) и (1), (4), (5), отметим, что они имеют геометрически подобные области решения (полупространства $y_1 > 0$ и $x_2 > 0$, рис. 1) с одинаковыми физическими свойствами, содержат уравнение одного и того же типа и подобные граничные условия (2) и (4) на осях x_1 и y_2 , с которых продолжают поля. Описанные условия являются необходимыми, однако их недостаточно для подобия: остаются граничные условия (3), (5).

Предположим, что рассматриваемые магнитные поля подобны. Тогда из (1) – (5) следует, что сходственными координатами [6-8] в областях продолжения полей являются x_1 и y_2 , y_1 и x_2 , а соответствующими функциями – $A_1(x_1, y_1)$ и $A_2(x_2, y_2)$. Поэтому аналогичными величинами, характеризующими предположительно подобные поля, должны быть

$$\frac{\partial A_1}{\partial x_1} \text{ и } \frac{\partial A_2}{\partial y_2}, \quad \frac{\partial A_1}{\partial y_1} \text{ и } \frac{\partial A_2}{\partial x_2}, \text{ или} \\ -B_{1y}(x_1, y_1) \text{ и } B_{2x}(x_2, y_2), \quad B_{1x}(x_1, y_1) \text{ и } -B_{2y}(x_2, y_2). \quad (6, 7)$$

Пусть P – точка наблюдения поля с координатами $x_P = x_{1P} \vee x_{2P}$, $y_P = y_{1P} \vee y_{2P}$ (рис. 1). Тогда сходственными координатами точки P будут x_{1P} и y_{2P} , y_{1P} и x_{2P} .

Учитывая основные положения теории подобия [6-8], в дополнение к отмеченным необходимым условиям можно утверждать следующее: для подобия двух сопоставляемых магнитных полей необходимо и достаточно, чтобы значения представленных в критериальной форме проекций индукции магнитного поля $B_{1x}(x_1, 0)$ и $B_{2y}(0, y_2)$ в сходственных точках осей,

с которых продолжают эти поля, были пропорциональны.

Это условие позволяет найти $B_{2y}(0, y_2)$ и тем самым получить полную формулировку второй задачи.

Распределение индукции на оси y_2 для подобного магнитного поля. Пусть в первой задаче заданные распределения индукции на оси x_1 могут быть представлены формулой

$$B_{1x}(x_1, 0) = \frac{\mu_0 I_{1M}}{\pi} \left\{ y_{1M} \left[\frac{1}{(x_1 - x_{1M})^2 + y_{1M}^2} \mp \frac{1}{(x_1 + x_{1M})^2 + y_{1M}^2} \right] \right\}, \quad (8)$$

где μ_0 – магнитная постоянная, I_{1M} , x_{1M} , y_{1M} – параметры распределений.

Функция в фигурных скобках формулы (8) является нечетной или четной в зависимости от знака минус или плюс между слагаемыми в квадратных скобках. В обоих случаях она имеет известное синус- или косинус-преобразование Фурье. Множитель перед рассматриваемой функцией является постоянной, поэтому такие преобразования имеет и $B_{1x}(x_1, 0)$. Физический смысл (8) – индукция магнитного поля, создаваемого на оси x_1 системой четырех параллельных, симметрично расположенных осей с токами $\pm I_M = \pm I_{1M}$, две из которых (M_1' и M_2') заменяют влияние нижнего идеально сверхпроводящего полупространства [9, 10] (рис. 1). Параметры $x_M = x_{1M}$, $y_M = y_{1M}$ определяют положение осей в точках M_1 , M_1' , M_2 , M_2' плоскости $x_1 O y_1$. Токи $+I_M$ имеют положительное, а $-I_M$ – отрицательное направления, обозначенные соответственно точкой или крестиком. Для токов на рис. 1 получаем нечетное распределение индукции. Если токи в верхнем полупространстве имеют одинаковое (например, положительное) направление (при этом токи в нижнем полупространстве направлены также одинаково, но противоположно по отношению к первым), имеем четное распределение индукции.

Найдем такие распределения $B_{2y}(0, y_2)$ на оси y_2 , которые удовлетворяют сформулированному выше необходимому и достаточному условию подобия. Для этого вначале устанавливаем сходственные параметры [6-8] распределений $B_{1x}(x_1, 0)$ и $B_{2y}(0, y_2)$: I_{1M} и I_{2M} , x_{1M} и y_{2M} , y_{1M} и x_{2M} , где I_{2M} , x_{2M} и y_{2M} – параметры неизвестных пока распределений $B_{2y}(0, y_2)$. Затем, используя соответствие аналогичных величин (7), заменим в формуле (8) координаты и параметры на сходственные координаты и параметры второй задачи. Получим:

$$B_{2y}(0, y_2) = -\frac{\mu_0 I_{2M}}{\pi} \left\{ x_{2M} \left[\frac{1}{(y_2 - y_{2M})^2 + x_{2M}^2} \mp \frac{1}{(y_2 + y_{2M})^2 + x_{2M}^2} \right] \right\}. \quad (9)$$

Представим формулы (8) и (9) в безразмерном виде (в критериальной форме), используя две системы базисных величин: l_{1b} и l_{2b} – длину, I_{1b} и I_{2b} – ток, B_{1b} и

B_{2b} – индукцию (цифру один в нижнем индексе имеют базисные величины для формулы (8), два – (9)). Безразмерные величины получаем делением соответствующих размерных на базисные и помечаем звездочками. После преобразований формулы (8) и (9) принимают такой вид:

$$B_{1x}^*(x_1^*, 0) = \frac{1}{\pi} I_{1M}^* y_{1M}^* \left[\frac{1}{(x_1^* - x_{1M}^*)^2 + y_{1M}^{*2}} \mp \frac{1}{(x_1^* + x_{1M}^*)^2 + y_{1M}^{*2}} \right], \quad -\infty < x_1^* < \infty; \quad (10)$$

$$B_{2y}^*(0, y_2^*) = -\frac{1}{\pi} I_{2M}^* x_{2M}^* \left[\frac{1}{(y_2^* - y_{2M}^*)^2 + x_{2M}^{*2}} \mp \frac{1}{(y_2^* + y_{2M}^*)^2 + x_{2M}^{*2}} \right], \quad -\infty < y_2^* < \infty. \quad (11)$$

Сравнивая (10) и (11), видим, что при

$$x_{1M}^* = y_{2M}^*, \quad y_{1M}^* = x_{2M}^* \quad (12)$$

в сходственных точках осей x_1 и y_2 с координатами $x_1^* = y_2^*$ значения $B_{1x}^*(x_1^*, 0)$ пропорциональны значениям $B_{2y}^*(0, y_2^*)$. Следовательно, необходимое и достаточное условие подобия выполняется, а искомые распределения $B_{2y}(0, y_2)$ для подобного магнитного поля имеют вид (9). Если дополнительно к (12) принять

$$I_{1M}^* = I_{2M}^*, \quad (13)$$

то модули сравниваемых значений индукции будут равны, хотя для подобия это не обязательно.

Все величины, входящие в условия (12) и (13), являются критериями подобия. Базисные величины l_{1b}, l_{2b} выбираем так, чтобы выполнялись условия (12). В общем случае l_{1b} и l_{2b} могут быть любыми, но при необходимости их находим с учетом условия (13). При определении $B_{1x}^*(x_1^*, 0)$ и $B_{2y}^*(0, y_2^*)$ принято $B_{1b} = \mu_0 I_{1b} / l_{1b}$, $B_{2b} = \mu_0 I_{2b} / l_{2b}$.

Физический смысл распределений (9) аналогичен описанному для (8): индукция магнитного поля, создаваемого на оси y_2 четырьмя параллельными осями с токами $\pm I_M = \pm I_{2M}$ (оси расположены в точках, координаты которых $\pm x_M$ и $\pm y_M$ определяются параметрами $\pm x_{2M}$ и $\pm y_{2M}$, рис. 1).

На рис. 2 показаны симметричные части нечетных (а) и четных (б) распределений индукции магнитного поля на осях при $x_1 \geq 0$ и $y_2 \geq 0$, рассчитанные по формулам (10), (11). Принято: $l_{1b} = l_{2b}$, $I_{1b} = I_{2b}$, $I_{1M} = I_{2M}$; для кривых 1 $x_{1M}^* = 0,1$, $y_{1M}^* = 0,1$; 2 – 0,25, 0,1; 3 – 0,15, 0,2; 4 – 0,25, 0,2.

Значения x_{2M}^* и y_{2M}^* определены при помощи соотношений (12). Совпадение распределений $B_{1x}^*(x_1^*, 0)$ и $-B_{2y}^*(0, y_2^*)$ иллюстрирует необходимое и достаточное условие подобия магнитных полей.

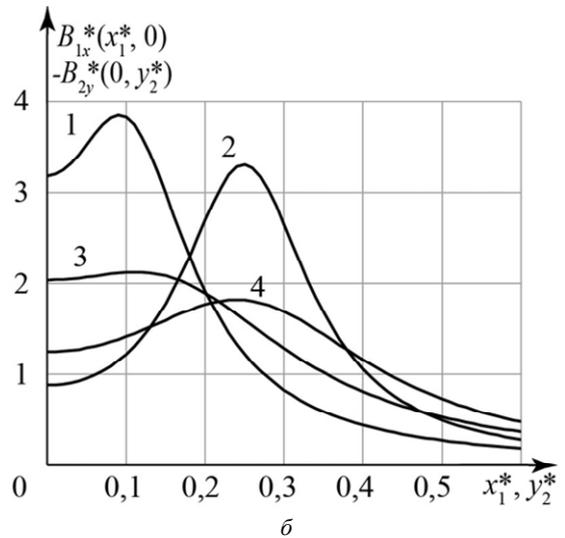
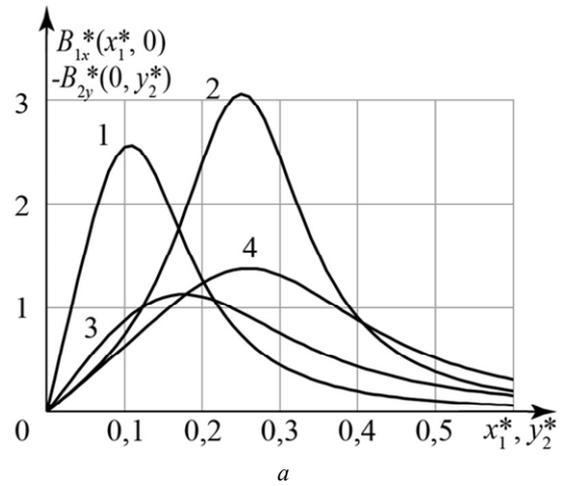


Рис. 2. Нечетные (а) и четные (б) распределения индукции магнитного поля на осях x_1, y_2

Продолжение подобных магнитных полей при помощи решений первой задачи. Решения первой задачи (1) – (3) с учетом (8), полученные методом частных решений, непрерывно зависящих от параметра, имеют такой вид:

$$A_1(x, y) = \frac{2\mu_0 I_M}{\pi} \int_0^\infty e^{-y_M \lambda} \left\{ \frac{\sin(x_M \lambda) \sin(x \lambda)}{\cos(x_M \lambda) \cos(x \lambda)} \right\} \times \lambda^{-1} \text{sh}(y \lambda) d\lambda, \quad -\infty < x < \infty, \quad 0 < y < y_M. \quad (14)$$

Первая строка множителя подынтегральной функции в фигурных скобках (14) относится к нечетному распределению $B_{1x}(x_1, 0)$, вторая – к четному.

Решения второй задачи (1), (4), (5) с учетом (9) находим заменой в формуле (14) координат и параметров на сходственные величины подобного поля. Получим:

$$A_2(x, y) = \frac{2\mu_0 I_M}{\pi} \int_0^\infty e^{-x_M \lambda} \left\{ \frac{\sin(y_M \lambda) \sin(y \lambda)}{\cos(y_M \lambda) \cos(y \lambda)} \right\} \times \lambda^{-1} \text{sh}(x \lambda) d\lambda, \quad -\infty < y < \infty, \quad 0 < x < x_M. \quad (15)$$

В формулах (14), (15) $I_M = I_{1M} \vee I_{2M}$, $x_M = x_{1M} \vee x_{2M}$, $y_M = y_{1M} \vee y_{2M}$. Ограничения $y < y_M$ и $x < x_M$ обусловлены сходимостью несобственных интегралов [4]. Правильность описанной методики определения подобно-

го магнитного поля и, в частности, формулы (15) подтверждается совпадением последней с решением второй задачи тем же методом, что и первой.

Другой метод решения первой задачи состоит в использовании функции Грина для оси с единичным током, расположенной в немагнитной и непроводящей среде параллельно поверхности идеально сверхпроводящего полупространства. Для нечетного распределения $B_{1x}(x_1, 0)$ (8) имеем [10]:

$$A(P) = \frac{\mu_0 I_M}{\pi} \ln \left[\frac{r_{M_1'P} r_{M_2P}}{r_{M_1P} r_{M_2'P}} \right], \quad (16)$$

где r_{M_1P} , $r_{M_1'P}$, r_{M_2P} , $r_{M_2'P}$ – расстояния между точками P и соответственно M_1 , M_1' , M_2 , M_2' (рис. 1).

Используя известную связь между индукцией и векторным потенциалом магнитного поля [5] и (16), для расчета проекций \vec{B}_1 получим следующие формулы:

$$B_{1x}(P) = -\frac{\mu_0 I_M}{2\pi} \left[(y_P - y_M) \left(\frac{1}{r_{M_1P}^2} - \frac{1}{r_{M_2P}^2} \right) + (y_P + y_M) \left(\frac{1}{r_{M_2'P}^2} - \frac{1}{r_{M_1'P}^2} \right) \right]; \quad (17)$$

$$B_{1y}(P) = \frac{\mu_0 I_M}{2\pi} \left[(x_P - x_M) \left(\frac{1}{r_{M_1P}^2} - \frac{1}{r_{M_1'P}^2} \right) + (x_P + x_M) \left(\frac{1}{r_{M_2'P}^2} - \frac{1}{r_{M_2P}^2} \right) \right]. \quad (18)$$

Заметим, что в формулах (16) – (18) принято, что точка наблюдения P расположена в верхнем полупространстве $y > 0$ (в частном случае – на оси x). Найдем $B_{2x}(P)$ и $B_{2y}(P)$ для подобного магнитного поля в области $x > 0$ (в частном случае на оси y), заменяя в формулах (17) и (18) координаты и параметры на сходственные величины. Получаем удивительные, на первый взгляд, результаты: формулы для определения $B_{2x}(P)$ и $B_{2y}(P)$ формально совпадают с формулами (17) и (18). Причиной является то, что система четырех осей с токами, создающая магнитное поле в области $y > 0$ первой задачи (подробнее – в физическом смысле формулы (8)), одновременно создает подобное магнитное поле в области $x > 0$. При этом оси, расположенные в точках M_2 и M_2' (рис. 1), заменяют влияние идеально сверхпроводящего полупространства $x < 0$. Следовательно, формула (16) является решением и второй задачи для подобного магнитного поля в области $x > 0$ в случае нечетного распределения $B_{2y}(0, y_2)$.

При использовании функции Грина в случае четных распределений $B_{1x}(x_1, 0)$ и $B_{2y}(0, y_2)$ нужно изменить направления токов в двух осях на противоположные по отношению к принятым на рис. 1: для исходного поля – в осях M_2 и M_2' , для подобного поля – в осях M_1' и M_2' . В отличие от нечетных распределе-

ний индукции на осях векторный потенциал $A(P)$ описывается двумя различными формулами. Их получим из формулы (16), поменяв местами r_{M_2P} и $r_{M_2'P}$ для исходного поля, $r_{M_1'P}$ и $r_{M_2'P}$ для подобного поля:

$$A_1(P) = \frac{\mu_0 I_{1M}}{\pi} \ln \left[\frac{r_{M_1'P} r_{M_2'P}}{r_{M_1P} r_{M_2P}} \right], \quad (19)$$

$$A_2(P) = \frac{\mu_0 I_{2M}}{\pi} \ln \left[\frac{r_{M_2P} r_{M_2'P}}{r_{M_1P} r_{M_1'P}} \right]. \quad (20)$$

Формулы для расчета проекций индукции $B_{1x}(P)$ и $B_{1y}(P)$, $B_{2x}(P)$ и $B_{2y}(P)$ отличаются от (17) и (18) противоположными знаками перед дробями $1/r_{M_2P}^2$ и $1/r_{M_2'P}^2$, $1/r_{M_1'P}^2$ и $1/r_{M_2'P}^2$. Правильность преобразований подтверждена соответствием получаемых формул соотношениям (6, 7).

На рис. 3 и 4 изображены силовые линии исходного и подобного магнитных полей $A(x, y) = \text{const}$, рассчитанные по формулам (16), (19), (20) для распределений индукции 2 на рис. 2, а, б. Принято $A^* = A/A_b$, $A_b = \mu_0 I_M$, $A_b = A_{1b} \vee A_{2b}$, $A_{1b} = A_{2b}$, $l_{1b} = l_{2b}$. Для силовых линий 1, 5 $A_1^* = A_2^* = 0,05$, 2, 6 – 0,1, 3, 7 – 0,15, 4, 8 – 0,2.

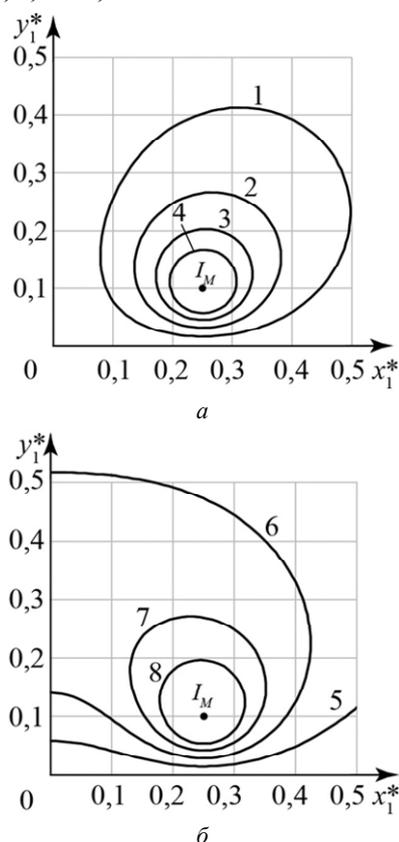


Рис. 3. Силовые линии магнитного поля при нечетном (а) и четном (б) распределениях индукции на оси x_1

Видим, что соответствующие силовые линии рассматриваемых магнитных полей геометрически подобны, что подтверждает правильность полученных

результатов. Силовые линии, показанные на рис. 4, а, б, ограничивают профили индукторов-токопроводов для создания импульсных или высокочастотных магнитных полей заданных распределений на оси y_2 .

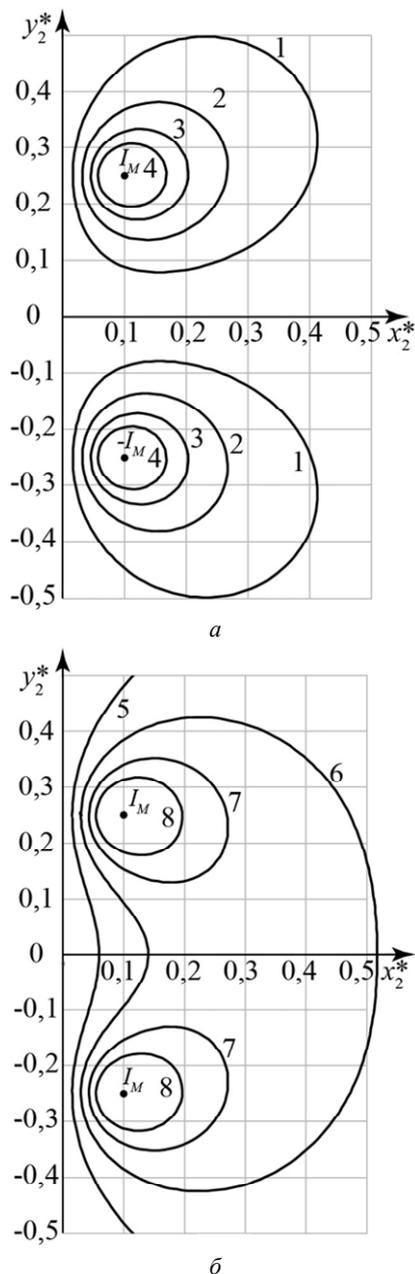


Рис. 4. Силовые линии магнитного поля при нечетном (а) и четном (б) распределении индукции на оси y_2

Результаты, полученные для магнитного поля, можно использовать для определения профилей одного или нескольких длинных параллельных равномерно заряженных электродов, при помощи которых на плоской поверхности проводника нужно создать электростатическое поле заданного распределения. Для этого используем электростатическую аналогию плоскопараллельных электростатических и магнитных полей проводников при резком поверхностном эффекте (J.D. Cockroft, 1929, [4]), согласно которой распределения взятой со знаком «минус» проекции напряженности электрического поля $E_{1y}(x_1, 0)$ и $B_{1x}(x_1, 0)$ соответствуют одно другому.

Приложение. Использование двух методов решения задач продолжения полей позволяет не только выполнить проверку результатов, но и получить формулы для вычислений сложных несобственных интегралов, отсутствующие в справочной литературе [11]. Например, сравнивая формулы (14) и (19) для исходного поля, имеем два несобственных интеграла:

$$\int_0^{\infty} e^{-y_M \lambda} \lambda^{-1} \left\{ \begin{array}{l} \sin(x_M \lambda) \sin(x \lambda) \\ \cos(x_M \lambda) \cos(x \lambda) \end{array} \right\} \text{sh}(y \lambda) d\lambda =$$

$$= \frac{1}{8} \ln \left\{ \frac{(x - x_M)^2 + (y + y_M)^2}{(x - x_M)^2 + (y - y_M)^2} \times \right.$$

$$\left. \times \left[\frac{(x + x_M)^2 + (y - y_M)^2}{(x + x_M)^2 + (y + y_M)^2} \right] \right\} \quad (21)$$

Границы изменения x и y такие же, как и в формуле (14). Описанным способом можно получить еще несколько формул для вычисления несобственных интегралов при помощи (17), (18), а также соответствующих формул для подобного поля. Сравнение (15) с (20) приводит к ряду несобственных интегралов. Например:

$$\int_0^{\infty} e^{-x_M \lambda} \lambda^{-1} \left\{ \begin{array}{l} \sin(y_M \lambda) \sin(y \lambda) \\ \cos(y_M \lambda) \cos(y \lambda) \end{array} \right\} \text{sh}(x \lambda) d\lambda =$$

$$= \frac{1}{8} \ln \left\{ \frac{(x + x_M)^2 + (y - y_M)^2}{(x - x_M)^2 + (y - y_M)^2} \times \right.$$

$$\left. \times \left[\frac{(x - x_M)^2 + (y + y_M)^2}{(x + x_M)^2 + (y + y_M)^2} \right] \right\} \quad (22)$$

Видим, что формула (22) отличаются от (21) только сходственными величинами подобного магнитного поля. Кроме того, нужно учесть также другие границы изменения x и y (см. формулу (15)).

Выводы.

1. Для подобия плоскопараллельных импульсных или высокочастотных магнитных полей, продолжаемых в немагнитную и непроводящую среду с различными осями декартовых координат, ограничивающих плоские поверхности проводников, необходимо и достаточно, чтобы значения представленных в критериальной форме соответствующих проекций индукции магнитного поля в сходственных точках осей были пропорциональны. Это условие позволяет найти распределение индукции на оси, с которой продолжается подобное поле.

2. Решения задач продолжения подобных магнитных полей могут быть получены из известных решений задач продолжения исходных полей заменой в них координат и параметров на соответствующие сходственные величины.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Белый И.В., Фертик С.М., Хименко Л.Т. Справочник по магнитно-импульсной обработке металлов. – Харьков: Высшая школа, 1977. – 168 с.
2. Шнеерсон Г.А. Поля и переходные процессы в аппаратуре сверхсильных токов. – М.: Энергоатомиздат, 1992. – 416 с.
3. Гурбанов Г.Г., Касьянков П.П., Таганов И.Н. Распространение потенциала поля по заданному его распределению на оси. *Радиотехника и электроника*, 1967, № 4, С. 659-661.
4. Михайлов В.М. Определение профилей электродов и соленоидов для создания заданных распределений поля. *Технічна електродинаміка. Тематичний випуск «Проблеми сучасної електротехніки»*, 2000, Ч. 6, С. 13-16.
5. Тозони О.В. Расчет электромагнитных полей на вычислительных машинах. – Киев: Техніка, 1967. – 252 с.
6. Кирпичев М.В., Конаков П.К. Математические основы теории подобия. – М.-Л.: Изд. АН СССР, 1949. – 104 с.
7. Эйгенсон Л.С. Моделирование. – М.: Советская наука, 1952. – 372 с.
8. Веников В.А., Веников Г.В. Теория подобия и моделирования (применительно к задачам электроэнергетики). – М.: Высшая школа, 1984. – 439 с.
9. Васецкий Ю.М., Власов Д.И., Коновалов О.Я., Михайлов В.М. Некоторые решения задачи продолжения плоского поля в элементарных функциях. *Сборник трудов конференции «Моделирование – 2012»*, Киев, ИПМЭ им. Г.Е. Пухова, 2012, С. 232-236.
10. Valery Mikhailov, Mykyta Petrenko. Inductor shape determination for electromagnetic forming of sheet workpieces. *Przeglad Elektrotechniczny*, 2020, no. 1, pp. 74-77. doi: 10.15199/48.2020.01.18.
11. Градштейн И.С., Рыжик И.М. Таблицы интегралов, сумм, рядов и произведений. – М.: Наука, 1971. – 1108 с.
6. Kirpichev M.V., Konakov P.K. *Matematicheskie osnovy teorii podobii* [Mathematical foundations of similarity theory]. Moscow-Leningrad, Acad. of Sci. USSR Publ., 1949. 104 p. (Rus).
7. Eigenson L.S. *Modelirovanie* [Modeling]. Moscow, Sovetskaya nauka Publ., 1952. 372 p. (Rus).
8. Venikov V.A., Venikov G.V. *Teoriya podobii i modelirovaniia (primenitel'no k zadacham elektroenergetiki)* [The theory of similarity and modeling (in relation to the problems of the electric power industry)]. Moscow, Vysshaya shkola Publ., 1984. 439 p. (Rus).
9. Vasetskii Yu.M., Vlasov D.I., Kononov O.Ia., Mikhailov V.M. Some solutions to the problem of continuation of a plane field in elementary functions. *Proceedings of the conference SIMULATION-2012*, Kiev, 2012, pp. 232-236 (Rus).
10. Valery Mikhailov, Mykyta Petrenko. Inductor shape determination for electromagnetic forming of sheet workpieces. *Przeglad Elektrotechniczny*, 2020, no. 1, pp. 74-77. doi: 10.15199/48.2020.01.18.
11. Gradshtein I.S., Ryzhik I.M. *Tablitsy integralov, summ, riadov i proizvedenii* [Tables of integrals, sums, series and products]. Moscow, Nauka Publ., 1971. 1108 p. (Rus).

Поступила (received) 07.08.2020

Михайлов Валерий Михайлович, д.т.н., проф.,
Национальный технический университет
«Харьковский политехнический институт»,
61002, Харьков, ул. Кирпичева, 2,
e-mail: valery.m.mikhailov@gmail.com

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

On the similarity of plane pulsed magnetic fields continued from different coordinate axes.

Purpose. The purpose of this work is formulation of similarity conditions for plane magnetic fields at a sharp skin-effect continued in non-conducting and non-magnetic medium from different axes bounding plane surfaces of conductors. **Methodology.** Classic formulation of Cauchy problem for magnetic vector potential Laplace equations, mathematic physics methods and basics similarity theory are used. Two problems are considered: the problem of initial field continuation from one axis and the problem of similar field continuation from other axis on which magnetic flux density or electrical field strength is unknown. **Results.** Necessary and sufficient similarity conditions of plane pulsed or high-frequency magnetic fields continued from different axes of rectangular coordinates are formulated. For the given odd and even magnetic flux density distributions on axis of initial field corresponding the distributions on axis and solution of continued similar field problem are obtained. **Originality.** It is proved that for similarity of examined fields the proportion of corresponding vector field projections represented by dimensionless numbers in similar points of axes is necessary and sufficient. References 11, figures 4.

Key words: plane magnetic field, sharp skin-effect, Cauchy problem for Laplace equation, similarity theory.

REFERENCES

1. Belyj I.V., Fertik S.M., Himenko L.T. *Spravochnik po magnitno-impul'snoj obrabotke metallov* [Directory of magnetic-pulse treatment of metals]. Kharkov, Vysshaya shkola Publ., 1977. 168 p. (Rus).
2. Shneerson G.A. *Polya i perehodnye processy v apparature sverhsil'nyh tokov* [Fields and transients in equipment ultra strong currents]. Moscow, Energoatomizdat Publ., 1992. 416 p. (Rus).
3. Gurbanov G.G., Kas'iankov P.P., Taganov I.N. Propagation of the field potential along a given distribution on the axis. *Radio engineering and electronics*, 1967, no. 4, pp. 659-661. (Rus).
4. Mikhailov V.M. Shapes determination of the electrodes and coils to generate predetermined field distributions. *Technical electro-dynamics. Thematic issue «Problems of modern electrical engineering»*, 2000, part 6, pp. 13-16. (Rus).
5. Tozoni O.V. *Raschet elektromagnitnykh polei na vychislitel'nykh mashinakh* [Calculation of electromagnetic fields on computers]. Kiev, Tekhnika Publ., 1967. 252 p. (Rus).

М.И. Баранов, С.Г. Буряковский, В.В. Князев

МОЩНЫЙ СИЛЬНОТОЧНЫЙ ГЕНЕРАТОР МИКРОСЕКУНДНЫХ ИМПУЛЬСОВ НАПРЯЖЕНИЯ АМПЛИТУДОЙ ДО ± 2 МВ И ТОКА АМПЛИТУДОЙ ДО ± 150 кА С ЗАПАСАЕМОЙ В КОНДЕНСАТОРАХ ЭЛЕКТРИЧЕСКОЙ ЭНЕРГИЕЙ ДО 1 МДж

Запропонована і апробована нова схема побудови потужного надвисоковольтного сильнострумного генератора імпульсних напруг та струмів ГІНС-2 зовнішньої установки, що формує на активно-індуктивному навантаженні мікросекундні імпульси напруги амплітудою до ± 2 МВ і струму амплітудою до ± 150 кА при електричній енергії, що запасасться, до 1 МДж. Даний генератор побудований на основі розміщеного в польових умовах модернізованого стаціонарного генератора ГІНС-4 на номінальну напругу ± 4 МВ і номінальний струм амплітудою ± 75 кА з електричною енергією, що запасасться в його високовольтних конденсаторах, номінальним значенням 1 МДж. Приведені описи схемних і конструктивних вирішень генератора ГІНС-2, що дозволяють забезпечити при збереженні основної електротехнічної елементної бази генератора ГІНС-4 отримання на довгому розрядному повітряному проміжку двоелектродної системи «солка-плоскість» імпульсів струму мікросекундної тривалості з подвоєною амплітудою в порівнянні з параметрами імпульсів струму, що формуються в розрядному колі генератора ГІНС-4 з використанням аналогічної двоелектродної системи. Переведення генератора ГІНС-4 в режим роботи генератора ГІНС-2 із зменшенням удвічі рівнем вихідної імпульсної напруги і збільшенням удвічі рівнем вихідного імпульсного струму обумовлено вимогами стандартів НАТО АЕСТР-250: 2014 і США MIL-STD-464C: 2010 при випробуваннях технічних об'єктів на електромагнітну сумісність і несприйнятність до дії на них потужних електромагнітних завад від атмосферних грозових сильнострумних електричних розрядів (блискавок). Бібл. 19, рис. 6.

Ключові слова: надвисоковольтний сильнострумний генератор імпульсів напруги і струму, технічні об'єкти військового призначення, стандарти випробувань на електромагнітну сумісність і блискавкостійкість.

Предложена и апробирована новая схема построения мощного сверхвысоковольтного сильноточного генератора импульсных напряжений и токов ГИИТ-2 наружной установки, формирующего на активно-индуктивной нагрузке микросекундные импульсы напряжения амплитудой до ± 2 МВ и тока амплитудой до ± 150 кА при запасаемой электрической энергии до 1 МДж. Данный генератор построен на основе размещенного в полевых условиях модернизированного стационарного генератора ГИИТ-4 на номинальное напряжение ± 4 МВ и номинальный ток амплитудой ± 75 кА с запасаемой в его высоковольтных конденсаторах электрической энергией номинальным значением 1 МДж. Приведены описания схемных и конструктивных решений генератора ГИИТ-2, позволяющих обеспечить при сохранении основной электротехнической элементной базы генератора ГИИТ-4 получение на длинном разрядном воздушном промежутке двухэлектродной системы «игла-плоскость» импульсов тока микросекундной длительности с удвоенной амплитудой по сравнению с параметрами импульсов тока, формируемых в разрядной цепи генератора ГИИТ-4 с использованием аналогичной двухэлектродной системы. Перевод генератора ГИИТ-4 в режим работы генератора ГИИТ-2 с уменьшенным вдвое уровнем выходного импульсного напряжения и увеличенным вдвое уровнем выходного импульсного тока обусловлен требованиями стандартов НАТО АЕСТР-250: 2014 и США MIL-STD-464C: 2010 при испытаниях технических объектов на электромагнитную совместимость и невосприимчивость к воздействию на них мощных электромагнитных помех от атмосферных грозовых сильноточных электрических разрядов (молний). Библ. 19, рис. 6.

Ключевые слова: сверхвысоковольтный сильноточный генератор импульсов напряжения и тока, технические объекты военного назначения, стандарты испытаний на электромагнитную совместимость и молниестойкость.

Постановка проблеми. В соответствии с требованиями действующих стандартов НАТО АЕСТР-250: 2014 [1] и США MIL-STD-464C: 2010 [2] при испытаниях различных объектов вооружения и военной техники (ОВВТ) на электромагнитную совместимость (ЭМС) и стойкость к прямому (косвенному) действию на них мощных электромагнитных помех (МЭМП), вызванных атмосферными грозовыми сильноточными искровыми электрическими разрядами (молниями) [3-5], требуется в зоне размещения на испытательной площадке указанных ОВВТ формировать в окружающем их воздушном пространстве за счет протекания в нем искрового канала искусственной молнии с большим импульсным током (БИТ) такие сильные электрические и магнитные поля, которые должны характеризоваться скоростью нарастания БИТ молнии порядка 10^{11} А/с при его амплитуде до (100-200) кА. При этом скорости нарастания напряженностей электрического и магнитного полей в ближней круговой зоне радиусом r_c до (3-10) м от искрового канала искусственной молнии должны составлять соответ-

венно порядка 10^{11} В/(м·с) и 10^9 А/(м·с) [1, 2]. Для обеспечения выполнения таких жестких требований к амплитудно-временным параметрам (АВП) БИТ искусственной молнии и МЭМП необходимы соответствующие мощные сверхвысоковольтные сильноточные испытательные электроустановки, способные на открытом воздухе имитировать вблизи или вдали от испытываемых ОВВТ длинные (длиной 1 м и более) искровые электрические разряды (молнии) с БИТ указанных АВП. Разработка и создание подобного сверхвысоковольтного (на выходное импульсное напряжение амплитудой 1 МВ и более) сильноточного (на выходной импульсный ток амплитудой 100 кА и более) испытательного электрооборудования сопряжено с большими финансовыми и материально-трудовыми затратами. Известно, что стоимость сооружения такого специального испытательного электрооборудования, работающего в микросекундном временном диапазоне генерируемых на электрической нагрузке

импульсов напряжения и тока, составляет порядка 1000 \$ USA за 1 кДж электрической энергии, запасаемой в его емкостном накопителе энергии (ЕНЭ) [6]. Поэтому при энергоемкости требуемого по [1, 2] сверхвысоковольтного сильноточного испытательного электрооборудования порядка 1 МДж для его сооружения в Украине необходимы средства не менее 1 млн. \$ USA. В этой связи целесообразным для его разработчиков техническим решением является соответствие модернизация действующих генераторов импульсных напряжений и токов (ГИНТ), обеспечивающая выполнение требований нормативных документов [1, 2].

В 1970-х годах для испытаний электрической прочности наружной (внутренней) изоляции объектов электроэнергетики и ОВВТ на ЭМС и молниестойкость на экспериментально-испытательном полигоне НИПКИ «Молния» НТУ «ХПИ» (пгт Андреевка, Харьковской обл.) был создан мощный генератор типа ГИНТ-4 этажерочного типа, характеризующийся номинальным выходным напряжением $U_{ex}=\pm 4$ МВ при номинальной запасаемой в его высоковольтных конденсаторах электрической энергии, равной 1 МДж [7]. Изоляционная несущая конструкция (ИНК) этого генератора была выполнена на основе 576 шт. фарфоровых опорных изоляторов типа КО-400С, балок и раскосов из древесного слоистого пластика типа ДСПБ-Э-40, а его изоляционная защитная (ограждающая) конструкция – на базе стеклопластиковых труб типа ТСПО и стеклопластикового рулонного электротехнического материала типа РЭМ-0,8 [6, 7]. Принятая в конструкции ГИНТ-4 схема построения его зарядно-разрядного контура (ЗРК), приведенная и описанная в [8, рис. 12], обеспечивала получение на активно-индуктивной нагрузке (например, при электрическом пробое длинного воздушного разрядного промежутка длиной $l_d=3$ м в двухэлектродной системе «игла-плоскость») затухающего синусоидального импульса тока с амплитудой его первой полуволны длительностью до 11 мкс не более $I_{m1}\approx\pm 75$ кА [7, 9]. Следует указать, что ЗРК генератора ГИНТ-4 был выполнен по классической двухполярной схеме Аркадьева-Маркса, содержащей 16 электрических каскадов и соответственно 32 разнополярно заряжаемые его ступени до постоянного номинального напряжения $U_c=\pm 125$ кВ, разделенные между собой 16 двухэлектродными неуправляемыми воздушными коммутаторами, выполненными в виде стандартных шаровых разрядников (ШР) диаметром 125 мм [7]. В состав каждой ступени электрических каскадов входило по 4 шт. высоковольтных конденсатора в металлическом корпусе типа КБМГ-125/1 (номинальное зарядное напряжение $U_c=\pm 125$ кВ; электрическая емкость $C=1$ мкФ) разработки НИПКИ «Молния» НТУ «ХПИ». В результате ЗРК генератора ГИНТ-4 имел 128 шт. конденсаторов типа КБМГ-125/1. В этой связи емкость «в разряде» C_d данного генератора составляла около 0,125 мкФ, а номинальное значение запасаемой в его конденсаторах электрической энергии $W_g=0,5C_dU_{ex}^2$ было равным 1 МДж. В двухполярных цепях заряда (по две на каждую электрическую полярность конденсаторов C его ЗРК) указанных кон-

денсаторов генератора ГИНТ-4 были установлены односекционные высоковольтные зарядные резисторы R_C номиналом 500 Ом в количестве 32 шт. (по 8 шт. на каждую из четырех зарядных ветвей ступеней его каскадов), выполненные на основе нихромовой проволоки, намотанной на длинную стеклопластиковую трубу и залитой эпоксидным компаундом [7, 9]. ЗРК генератора ГИНТ-4 содержал 16 разрядных односекционных резисторов R_d (по 8 шт. для каждой из двух разнополярно заряжаемых ветвей ступеней его каскадов) номиналом 110 кОм, каждый из которых был изготовлен на основе последовательно зигзагообразным образом соединенных и закрепленных на прямоугольной гетинаксовой пластине 50 шт. постоянных керамических объемных сопротивлений типа ТВО-10-2,2 кОм и рассчитан на напряжение ± 500 кВ [7, 9]. Все каскады генератора ГИНТ-4 в зоне размещения их ШР были оснащены успокоительными резисторами R_{Ca} номиналом 0,5 Ом, изготовленными путем намотки нихромовой проволоки на короткие стеклопластиковые трубы и заливки ее эпоксидным компаундом [7, 9]. В режиме разряда конденсаторов ЗРК генератора ГИНТ-4 на электрическую нагрузку за счет девяти успокоительных резисторов R_{Ca} в его разрядную цепь включается суммарное активное сопротивление, равное $R_{Cx}\approx 4,5$ Ом. АВП формируемых на электрической нагрузке импульсов напряжения (тока) определялись выбором в ЗРК данного генератора уровня и полярности зарядного напряжения U_c ступеней его электрических каскадов, а также используемыми на его выходе схемами формирования требуемых электрических сигналов. Принятая в конструкции генератора ГИНТ-4 схема построения ЗРК приводила к получению на выходе его сверхвысоковольтной разрядной цепи достаточно высокого уровня удельной собственной индуктивности данного типа генератора, составляющего до 20 мкГн/МВ [7, 9]. В этой связи собственная индуктивность L_g разрядной цепи генератора типа ГИНТ-4 при $U_{ex}=\pm 4$ МВ составляла около 80 мкГн [7-10]. Относительно малое значение емкости «в разряде» $C_d=0,125$ мкФ и относительно большое значение собственной индуктивности $L_g\approx 80$ мкГн генератора типа ГИНТ-4 принципиально не позволяют с его помощью выполнить рассматриваемые нами требования стандартов НАТО АЕСТР-250: 2014 [1] и США MIL-STD-464C: 2010 [2] при испытаниях ОВВТ на ЭМС, действие на них МЭМП и молниестойкость. Из приведенных технических характеристик генератора типа ГИНТ-4 видно, что применительно к требованиям, изложенным в [1, 2], его основным недостатком является относительно низкий уровень формируемого им на электрической нагрузке (например, на длинном воздушном разрядном промежутке) БИТ искусственной молнии (не более $I_{m1}\approx\pm 75$ кА). В этой связи актуальной прикладной задачей является та, которая направлена на модернизацию ЗРК сверхвысоковольтного генератора типа ГИНТ-4 с целью реального приближения с его помощью к выполнению в НИПКИ «Молния» НТУ «ХПИ» основных требований нормативных документов [1, 2] при испытаниях ОВВТ на ЭМС, воздействие на них соответствующих БИТ, МЭМП и молниестойкость.

Целью статьи является разработка и апробация на основе существующего сверхвысоковольтного генератора типа ГИИТ-4 новой схемы построения его ЗРК и создание модернизированного мощного сверхвысоковольтного сильноточного генератора типа ГИИТ-2 для формирования на электрической нагрузке микросекундных импульсов напряжения амплитудой до ± 2 МВ и тока амплитудой до ± 150 кА при запасаемой в его ЕНЭ электрической энергии до 1 МДж.

1. Результаты разработки новой схемы ЗРК модернизированного мощного сверхвысоковольтного сильноточного генератора ГИИТ-2. При модернизации ЗРК мощного сверхвысоковольтного сильноточного генератора типа ГИИТ-4 наше основное внимание было направлено на увеличение емкости «в разряде» C_d и уменьшение собственной индуктивности L_g данного генератора. За счет таких мероприятий для нас становится реальным достичь цели, определяемой для испытываемых ОВВТ нормативными документами [1, 2]. При этом неперенным условием являлось сохранение в его ЗРК основной электротехнической элементной базы генератора типа ГИИТ-4.

На рис. 1 приведена принципиальная электрическая схема модернизированного мощного сверхвысоковольтного сильноточного генератора типа ГИИТ-2, содержащего в своем ЗРК при его емкости «в разряде» $C_d=0,5$ мкФ восемь электрических каскадов, восемь неуправляемых воздушных ШР диаметром 125 мм, один управляемый ШР тригатронного типа и 128 шт. высоковольтных конденсаторов типа КБМГ-125/1.

В ЗРК генератора типа ГИИТ-2 разрядные односекционные резисторы R_d номиналом 110 кОм (по 4 шт. на каждую полярность его двух ветвей заряда высоковольтных конденсаторов C секций всех каскадов) остались прежними из ЗРК генератора типа ГИИТ-4.

На рис. 2 показан общий вид генератора ГИИТ-2.

На рис. 1 в качестве объекта испытаний (ОИ) выступает двухэлектродная разрядная система «игла-плоскость», длина l_a воздушного промежутка в которой может изменяться от 1 до 4 м. Видно, что в отличие от схемы построения генератора типа ГИИТ-4 новый ЗРК генератора типа ГИИТ-2 в каждой ступени своих электрических каскадов содержит по восемь конденсаторов типа КБМГ-125/1. При параллельном заряде до напряжения U_C соответствующей полярности этих конденсаторов через зарядные резисторы R_C номиналом 30 кОм ступени всех каскадов гальванически соединены между собой посредством заимствованных от ЗРК ГИИТ-4 зарядно-разделительных сопротивлений R_{CO} номиналом 180 Ом, не участвующих в сильноточной цепи разряда генератора типа ГИИТ-2 (см. рис. 1) [11]. В режиме разряда через воздушные ШР F_1-F_8 с успокоительными резисторами R_{Ca} номиналом 0,5 Ом ступени всех каскадов между собой подключаются последовательно, что определяет емкость «в разряде» каждого каскада, равную $C_c=4$ мкФ. С учетом того, что при разряде генератора типа ГИИТ-2 на ОИ все его восемь электрических каскадов

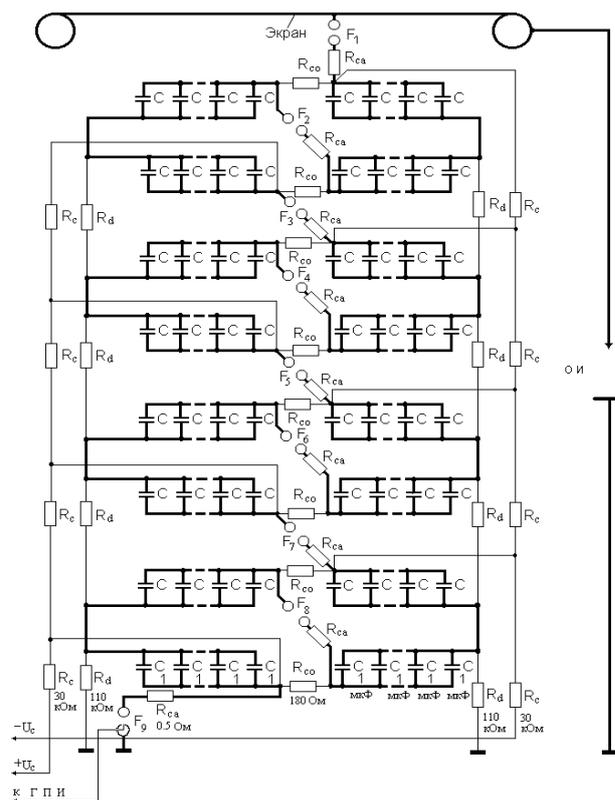


Рис. 1. Принципиальная электрическая схема модернизированного мощного генератора импульсных напряжений и токов ГИИТ-2 на номинальное напряжение ± 2 МВ, номинальный ток ± 150 кА и номинальную запасаемую в его конденсаторах электрическую энергию 1 МДж, собранного на базе генератора импульсных напряжений и токов ГИИТ-4 на номинальное напряжение ± 4 МВ, номинальный ток ± 75 кА и номинальную запасаемую в его ЕНЭ электрическую энергию 1 МДж (жирной линией показана новая разрядная цепь сверхвысоковольтного сильноточного генератора)



Рис. 2. Внешний вид модернизированного мощного сверхвысоковольтного сильноточного генератора типа ГИИТ-2, содержащего плоский со скатом стальной экран-крышу прямоугольной формы площадью 60 м² с круглыми закраинами (на переднем плане для измерения АВП формируемых на объекте испытаний импульсов напряжения установлен омический делитель напряжения на $\pm 2,5$ МВ типа ОДН-2)

соединяются в восходящую к стальному экрану-крыше (см. рис. 1) последовательную цепь, то значение емкости «в разряде» C_d такого генератора становится равным 0,5 мкФ. Видно, что значение этой емкости генератора ГИИТ-2 в четыре раза стало большим по сравнению с емкостью «в разряде» C_d генератора типа ГИИТ-4. Важно указать то, что в ЗРК генератора типа ГИИТ-4 разрядная цепь его 16 шт. электрических каскадов происходила по восходящей снизу-вверх к экрану-крыше спирали относительно большого диаметра (до 6 м) [7, 9]. При этом на один виток данной спирали приходилось четыре электрических каскада этого генератора. В модернизированном ЗРК генератора ГИИТ-2 (рис. 3) разрядная цепь его восьми электрических каскадов осуществляется по восходящему снизу-вверх к экрану-крыше линейно-бифилярному петлевому пути относительно малой ширины (до 3 м). В результате такой предложенной конструкции нового ЗРК удельная собственная индуктивность сверхвысоковольтного генератора типа ГИИТ-2 стала составлять до 10 мкГн/МВ. При номинальном выходном напряжении $U_{ex} = \pm 2$ МВ собственная индуктивность L_g данного генератора уменьшилась в четыре раза по сравнению с собственной индуктивностью $L_g \approx 80$ мкГн генератора типа ГИИТ-4 и стала не превышать 20 мкГн (при высоте ИНК рассматриваемых мощных генераторов до 12 м [7, 9]).



Рис. 3. Внешний вид основных элементов модернизированного ЗРК генератора типа ГИИТ-2, составлявших ранее электротехническую элементную базу генератора ГИИТ-4

Зарядные сопротивления R_C в ЗРК генератора ГИИТ-2 по технологическим и техническим причинам (для возможности использования в дальнейшем ЗРК генераторов ГИИТ-4 и ГИИТ-2 при создании сверхвысоковольтного генератора аperiodических коммутационных импульсов напряжения стандартной временной формы 250 мкс/2500 мкс [12]) пришлось заменить на «новые» двухсекционные сопротивления номиналом 30 кОм и длиной около 1500 мм (рис. 4).



Рис. 4. Общий вид круглых цилиндрических «старых» (внизу) и плоских прямоугольных «новых» (вверху) зарядных резисторов R_C соответственно номиналом 500 Ом и 30 кОм, входящих в состав ЗРК соответственно мощных сверхвысоковольтных генераторов типа ГИИТ-4 и типа ГИИТ-2

Каждая секция «новых» зарядных сопротивлений R_C в ЗРК генератора ГИИТ-2 была изготовлена из последовательно и зигзагообразно соединенных 50 шт. керамических объемных резисторов ТВО-5-300 Ом, размещенных на плоской прямоугольной гетинаксовой пластине и залитых эпоксидным компаундом [12].

Укажем, что при достижении на конденсаторах C ЗРК генератора типа ГИИТ-2 (см. рис. 1) заданного уровня зарядного напряжения $\pm U_C$ от генератора пусковых импульсов (ГПИ) на управляемый воздушный разрядник F_9 тригatronного исполнения [13] подается запускающий микросекундный импульс напряжения амплитудой ± 10 кВ (полярность этого импульса определяется полярностью заряда первой от земли электрической секции каскада генератора). После срабатывания управляемого ШР F_9 диаметром 125 мм из-за последовательного возникновения в каскадах разрядной цепи ЗРК генератора ГИИТ-2 перенапряжения происходит срабатывание по его высоте воздушных ШР F_1-F_8 всех каскадов, что приводит к формированию на ОИ требуемых импульсов напряжения и тока. Причем, полярность выходного импульса напряжения U_{ex} генератора ГИИТ-2 будет противоположной полярности заряда его первой от земли секции электрического каскада, подключаемой напрямую к ШР F_9 .

2. Результаты расчетной и опытной апробации новой схемы ЗРК мощного сверхвысоковольтного сильноточного генератора ГИИТ-2.

Согласно закономерностям теоретической электротехники известно, что в RLC -цепи применительно к ЗРК модернизированного генератора типа ГИИТ-2, характеризующемуся уменьшенным вдвое уровнем номинального выходного напряжения U_{ex} (до ± 2 МВ) и уменьшенной в четыре раза собственной индуктивностью L_g (до 20 мкГн) по сравнению с ЗРК генератора типа ГИИТ-4 [7], при условии $R_{C2} < 2(L_g/C_d)^{1/2}$ амплитуда I_{m1} разрядного синусоидального тока на ее выходе будет прямо пропорциональна величине $(C_d)^{1/2}$ [14]. Так как емкость «в разряде» C_d генератора типа ГИИТ-2 стала в четыре раза больше соответствующей емкости C_d генератора типа ГИИТ-4, то рассматриваемая амплитуда I_{m1} номинального разрядного тока на выходе ЗРК модернизированного генератора типа ГИИТ-2 должна возрасти в два раза по сравнению с соответствующей амплитудой $I_{m1} \approx \pm 75$ кА тока [7, 9] в разрядной цепи генератора типа ГИИТ-4 и составить примерно ± 150 кА. Характерной особенностью ЗРК модернизированного генератора типа ГИИТ-2 является то, что период T_g колебаний разрядного тока в нем в соответствии с формулой Томсона $T_g \approx 2\pi(L_g C_d)^{1/2} \approx 21$ мкс [14] остается практически неизменным по сравнению с величиной T_g в ЗРК генератора типа ГИИТ-4.

Расчетную оценку максимального значения скорости нарастания разрядного тока i_C в ЗРК модернизированного генератора типа ГИИТ-2 с ОИ в виде воздушной системы «игла-плоскость» можно выполнить по следующему приближенному соотношению:

$$di_C / dt \approx 2\pi T_g^{-1} I_{m1}. \quad (1)$$

При $T_g \approx 21$ мкс и $I_{m1} \approx 150$ кА по (1) искомое расчетное значение максимальной скорости нарастания разрядного синусоидального тока i_C в ЗРК генератора ГИИТ-2 составит около $0,45 \cdot 10^{11}$ А/с. Видно, что полученное численное значение di_C/dt приближается к требованиям нормативных документов [1, 2]. Расчетное значение максимальной скорости нарастания в воздухе напряженности H_C магнитного поля вокруг зоны протекания силовоточного канала разряда от генератора ГИИТ-2 с ОИ в виде разрядной системы «игла-плоскость» можно с учетом закона полного тока определить по следующей приближенной формуле:

$$dH_C/dt \approx (2\pi r_c)^{-1} di_C/dt \approx r_c^{-1} T_g^{-1} I_{m1}. \quad (2)$$

Из (2) при $r_c \approx 4,46$ м, $T_g \approx 21$ мкс и $I_{m1} \approx 150$ кА следует, что численное значение dH_C/dt оказывается примерно равным $1,6 \cdot 10^9$ А/(м·с). Полученное значение dH_C/dt полностью соответствует требованиям из [1, 2].

Что касается расчетной оценки максимальной скорости нарастания в воздушной среде напряженности E_C электрического поля вокруг цилиндрической зоны протекания канала длинного искрового разряда от сверхвысоковольтного генератора типа ГИИТ-2 с ОИ в виде стандартной воздушной разрядной системы «игла-плоскость», то ее, с одной стороны, можно оценить по следующему приближенному выражению:

$$dE_C/dt \approx U_{CU} / (T_C l_a), \quad (3)$$

где U_{CU} – напряжение среза для выходного импульса U_{ex} в разрядной цепи генератора ГИИТ-2 с указанным ОИ в виде системы «игла-плоскость»; T_C – предразрядное время в системе «игла-плоскость»; l_a – длина воздушного промежутка в системе «игла-плоскость».

Укажем, что параметры U_{CU} и T_C , входящие в (3), должны определяться в соответствии с требованиями действующего межгосударственного стандарта ГОСТ 1516.2-97 [15]. При полученных для силовоточной цепи сверхвысоковольтного генератора типа ГИИТ-2 опытных данных с рассматриваемой разрядной системой «игла-плоскость», имеющих численные значения $U_{CU} \approx 1180$ кВ, $T_C \approx 1,7$ мкс и $l_a = 2$ м, из (3) получаем, что в этом случае искомая величина dE_C/dt принимает численное значение, равное около $3,47 \cdot 10^{11}$ В/(м·с). Видно, что полученное расчетное значение dE_C/dt приближается к требуемому по [1, 2] значению.

На рис. 5 для случая опытной апробации новой схемы ЗРК модернизированного мощного генератора типа ГИИТ-2 приведена типичная осциллограмма микросекундного импульса напряжения $U_{ex}(t)$, полученного в силовоточной разрядной цепи этого генератора ($U_C = \pm 100$ кВ) при электрическом пробое на ОИ длинного воздушного промежутка ($l_a = 2$ м) в разрядной системе «игла-плоскость». Видно, что искровой пробой данного воздушного промежутка происходит на нарастающей части формируемого и приложенного к нему импульса сверхвысокого напряжения. При этом импульсное напряжение среза U_{CU} составляет ~ 1180 кВ, а предразрядное время T_C – около 1,7 мкс.

С другой стороны, с учетом классического электродинамического соотношения в воздухе между

напряженностями электрического E_C и магнитного H_C полей в формируемой для испытаний ОБВТ электромагнитной волне ($E_C/H_C \approx 377$ Ом в дальней круговой зоне от источника электромагнитного излучения [6]) для величины dE_C/dt на фронте первой полуволны напряженности E_C -поля в ближней воздушной круговой зоне радиусом $r_c \leq 10$ м от канала искрового разряда искусственной молнии в рассматриваемой силовоточной разрядной цепи генератора типа ГИИТ-2 можно записать следующее приближенное выражение:

$$dE_C/dt \approx 377 dH_C/dt. \quad (4)$$

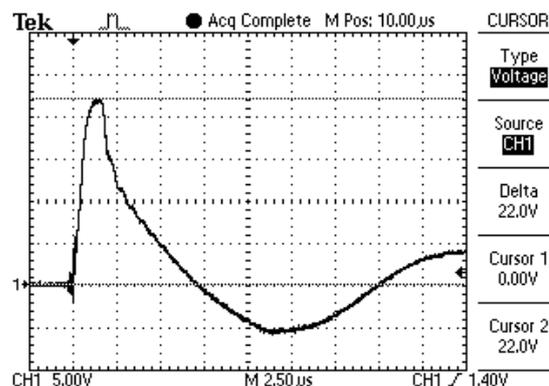


Рис. 5. Осциллограмма срезанного на нарастающей части импульса напряжения, приложенного к длинному воздушному промежутку ($l_a = 2$ м) подключенной к силовоточной цепи сверхвысоковольтного генератора ГИИТ-2 двухэлектродной разрядной системы «игла-плоскость» ($U_C = \pm 100$ кВ; $U_{CU} \approx 1180$ кВ; $T_C \approx 1,7$ мкс; масштаб по вертикали – 268,2 кВ/клетка; масштаб по горизонтали – 2,5 мкс/клетка)

На возможность использования формулы (4) в выполняемой приближенной расчетной оценке величины dE_C/dt указывает то, что расстояние от центра канала искрового разряда имитируемой молнии, на которое распространяется по воздуху первая полуволна напряженности E_C -поля при электрическом пробое воздушного промежутка длиной $l_a \leq (1-4)$ м в двухэлектродной системе «игла-плоскость» для $T_C \leq 2$ мкс (см. рис. 5), численно не превышает 600 м. Такой подход при расчетной оценке dE_C/dt не противоречит требованиям указанных нами выше документов [1, 2]. Кроме того, подобный подход применяется при оценке АВП формируемых в воздушных ближних зонах имитаторов мощных электромагнитных импульсов (ЭМИ) искусственного происхождения (например, микро- и наносекундных ЭМИ ядерных взрывов) [16].

Тогда из (4) при $dH_C/dt \approx 1,6 \cdot 10^9$ А/(м·с), полученному выше по (2) при $r_c \approx 4,46$ м для рассматриваемого случая ($T_g \approx 21$ мкс; $I_{m1} \approx 150$ кА), следует, что dE_C/dt может принимать численное значение, равное примерно $6,03 \cdot 10^{11}$ В/(м·с). Это значение скорости нарастания для dE_C/dt практически соответствует требованиям, изложенным в нормативных документах [1, 2].

На рис. 6 показана типичная осциллограмма затухающего синусоидального разрядного тока $i_C(t)$ ($T_g \approx 21$ мкс) в ЗРК генератора типа ГИИТ-2 при электрическом пробое воздушного промежутка длиной $l_a = 1$ м в разрядной системе «игла-плоскость». Из данных рис. 6 следует, что при увеличении в ЗРК генера-

тора ГИНТ-2 зарядного напряжения U_C конденсаторов до уровня номинального и равного ± 125 кВ становится возможным получение в воздушной разрядной системе «игла-плоскость» импульсов тока с амплитудой его первой полуволны, равной $I_{m1} \approx \pm 150$ кА.

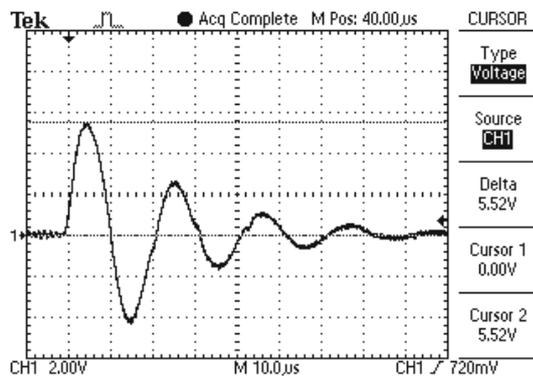


Рис. 6. Оциллограмма импульсного тока в разрядной силовоточной цепи сверхвысоковольтного генератора типа ГИНТ-2 при электрическом пробое воздушного промежутка длиной $l_a=1$ м в разрядной системе «игла-плоскость» ($U_C \approx \pm 50$ кВ; $I_{m1} \approx 62,1$ кА; $T_g \approx 21$ мкс; масштаб по вертикали – $22,52$ кА/клетка; масштаб по горизонтали – 10 мкс/клетка)

При измерении АВП формируемых в разрядной цепи генератора ГИНТ-2 импульсов напряжения (см. рис. 5) был использован согласованно включенный в измерительную цепь сверхвысоковольтный омический делитель импульсного напряжения на $\pm 2,5$ МВ типа ОДН-2 (см. рис. 2), имеющий коэффициент деления $K_d \approx 53,65 \cdot 10^3$ [17]. От ОДН-2 экранированная кабельная линия связи длиной до 60 м согласованно подключалась к запоминающему цифровому осциллографу Tektronix TDS 1012, размещенному для уменьшения в его рабочем канале электромагнитных наводок и повышения точности измерений указанных АВП вдали от генератора типа ГИНТ-2 и ОИ в заглубленном экранированном измерительном бункере.

При регистрации АВП импульсов разрядного тока i_C в ЗРК генератора ГИНТ-2 в качестве рабочего измерительного средства был использован поверенный государственной метрологической службой коаксиальный шунт типа ШК-300 [18] с экранированной кабельной линией связи длиной до 70 м, имеющий коэффициент преобразования, численно равный $K_s \approx 11,26 \cdot 10^3$ А/В и согласованно включенный в измерительный тракт с запоминающим цифровым осциллографом Tektronix TDS 1012, размещенным для уменьшения паразитного влияния на него внешних МЭМП вдали от испытательной площадки в заглубленном экранированном измерительном бункере [19].

Учитывая отсутствие в открытой печати данных об испытательных сверхвысоковольтных установках стран НАТО, реализующих требования указанных выше стандартов [1, 2], можно заключить, что по своим техническим характеристикам (АВП формируемых на ОИ импульсов напряжения, тока и МЭМП, уровню запасаемой в его ЕНЭ электрической энергии и сравнительно низкой стоимости разработки и сооружения) сверхвысоковольтный генератор типа ГИНТ-2 соответствует высоким мировым требованиям в области высоковольтной импульсной техники.

Выводы.

Разработанный и созданный в НИПКИ «Молния» НТУ «ХПИ» мощный сверхвысоковольтный силовоточный генератор импульсных напряжений и токов типа ГИНТ-2, формирующий на активно-индуктивной электрической нагрузке, выполненной в виде стандартной двухэлектродной воздушной разрядной системы «игла-плоскость», микросекундные импульсы напряжения амплитудой до ± 2 МВ и тока амплитудой до ± 150 кА с запасаемой в его высоковольтных конденсаторах электрической энергией до 1 МДж позволяет в соответствии с требованиями действующих стандартов НАТО АЕСТР-250: 2014 и США MIL-STD-464C: 2010 проводить натурные испытания объектов вооружения и военной техники на электромагнитную совместимость и стойкость к прямому (косвенному) воздействию на них БИТ и мощных электромагнитных помех, вызванных атмосферными грозowymi искровыми разрядами (молниями).

Примечание.

Работы по разработке и созданию в НИПКИ «Молния» НТУ «ХПИ» сверхвысоковольтного силовоточного генератора импульсных напряжений и токов типа ГИНТ-2 проводились в рамках двух прикладных научно-технических проектов, финансируемых Министерством образования и науки Украины: «Забезпечення відповідності озброєння та військової техніки України сучасним вимогам стандартів НАТО з електромагнітної сумісності» (номер держреєстрації 0117U000533); «Розробка систем випробувань типових видів озброєння та військової техніки України за стандартами НАТО з електромагнітної сумісності» (номер держреєстрації 0119U002571).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. АЕСТР-250: 2014. NATO Standard Electrical and Electromagnetic Environmental Conditions. Edition C Version 1, December 2014, NSO Publ. – 253 p.
2. MIL-STD-464C: 2010. Department of defense. Interface standard. Electromagnetic Environmental Effects Requirements for Systems. USA, 2010. – 165 p.
3. Uman M.A. Natural and artificially-initiated lightning and lightning test standards. *Proceedings of the IEEE*, 1988, vol. 76, no. 12, pp. 1548-1565. doi: 10.1109/5.16349.
4. Дьяков А.Ф., Кужекин И.П., Максимов Б.К., Темников А.Г. Электромагнитная совместимость и молниезащита в электроэнергетике / Под ред. А.Ф. Дьякова. – М.: Издательский дом МЭИ, 2009. – 455 с.
5. Кравченко В.И. Молния. Электромагнитные факторы и их поражающее воздействие на технические средства. – Х.: НТМТ, 2010. – 292 с.
6. Кнопфель Г. Сверхсильные импульсные магнитные поля. – М.: Мир, 1972. – 391 с.
7. Пекарь И.Р., Фертик С.М. Мощная высоковольтная электроразрядная установка на 4 МВ и 1 МДж. Сб. докл. межвуз. конф.: «Электрофизическая аппаратура и электрическая изоляция». – М.: Энергия, 1970. – С. 22-26.
8. Баранов М.И., Буряковский С.Г., Князев В.В., Руденко С.С. Анализ характеристик и возможностей высоковольтного электротехнического комплекса НИПКИ «Молния» НТУ «ХПИ» для испытаний объектов энергетики, вооружения, авиационной и ракетно-космической техники на электробезопасность и электромагнитную совместимость. *Електротехніка і електромеханіка*, 2020, № 4, С. 37-53. doi: 10.20998/2074-272X.2020.4.06.

9. Баранов М.И. Избранные вопросы электрофизики. Монография в 4-х томах. Том 3: Теория и практика электрофизических задач. – Х.: Точка, 2014. – 400 с.
10. Баранов М.И., Бочаров В.А., Игнатенко Н.Н., Колобовский А.К. Мощные генераторы импульсных напряжений и токов предельных параметров для тестирования силового электроэнергетического оборудования. *Электротехника і електро механіка*, 2003, № 2, С. 75-80.
11. Баранов М.И. Сравнительный анализ работы двух схем построения генераторов высоковольтных поджигающих импульсов напряжения мощных электрофизических установок. *Вісник НТУ «ХПІ». Збірник наукових праць. Тематичний випуск: Техніка і електрофізика високих напруг*, 2006, № 37, С. 100-107.
12. Baranov M.I., Koliushko G.M., Kravchenko V.I. A switching aperiodic superhigh-voltage pulse generator for testing the electric strength of insulation of technical objects. *Instruments and Experimental Technique*, 2013, vol. 56, no. 6, pp. 653-658. doi: 10.1134/s0020441213050126.
13. Дашук П.Н., Зайенц С.Л., Комельков В.С., Кучинский Г.С., Николаевская Н.Н., Шкуропат П.И., Шнеерсон Г.А. Техника больших импульсных токов и магнитных полей. – М.: Атомиздат, 1970. – 472 с.
14. Нейман Л.Р., Демирчян К.С. Теоретические основы электротехники: Учебник для вузов в 2-х томах. Том 2. – Л.: Энергоиздат, 1981. – 416 с.
15. Межгосударственный стандарт ГОСТ 1516.2-97. «Электрооборудование и электроустановки переменного тока на напряжение 3 кВ и выше. Общие методы испытаний электрической прочности изоляции». – Минск: Изд-во стандартов, 1998. – 31 с.
16. Рикетс Л.У., Бриджес Дж.Э., Майлетта Дж. Электромагнитный импульс и методы защиты / Пер. с англ. под ред. Н.А. Ухина. – М.: Атомиздат, 1979. – 328 с.
17. Баранов М.И., Колиушко Г.М., Кравченко В.И. Получение стандартных коммутационных импульсов высокого и сверхвысокого напряжения для натурных испытаний электроэнергетических объектов. *Электротехника і електро механіка*, 2013, № 2, С. 52-56.
18. Baranov M.I., Koliushko G.M., Kravchenko V.I., Nedzel'skii O.S., Dnyshchenko V.N. A Current Generator of the Artificial Lightning for Full-Scale Tests of Engineering Objects. *Instruments and Experimental Technique*, 2008, no.3, pp. 401-405. doi: 10.1134/s0020441208030123.
19. Баранов М.И., Буряковский С.Г., Рудаков С.В. Инструментальное обеспечение в Украине натурных испытаний объектов энергетики, авиационной и ракетно-космической техники на стойкость к воздействию импульсного тока искусственной молнии. *Электротехника і електро механіка*, 2018, № 4, С. 45-53. doi: 10.20998/2074-272X.2018.4.08.
6. Knopfel' G. *Sverksil'nye impul'snye magnitnye polia* [Ultra strong pulsed magnetic fields]. Moscow, Mir Publ., 1972. 391 p. (Rus).
7. Pekar' I.R., Fertik S.M. The powerful high-voltage electric-discharge setting on 4 MV and 1 MJ. *Lecture collection of inter-institute conference «Electrophysics apparatus and electric isolation»*. Moscow, Energiya Publ., 1970, pp. 22-26. (Rus).
8. Baranov M.I., Buriakovskiy S.G., Kniaziev V.V., Rudenko S.S. Analysis of characteristics and possibilities of high-voltage electrical engineering complex Scientific-&Research Planning-&-Design Institute «Molniya» of NTU «KhPI» for the tests of objects of energy, armament, aviation and space-rocket technique on electric safety and electromagnetic compatibility. *Electrical engineering & electromechanics*, 2020, no. 4, pp. 37-53. doi: 10.20998/2074-272X.2020.4.06.
9. Baranov M.I. *Izbrannyye voprosy elektrofiziki. Monografiya v 4kh tomakh. Tom 3: Teoriya i praktika elektrofizicheskikh zadach* [Selected topics of Electrophysics. Monograph in 4 Vols. Vol. 3. Theory and practice of electrophysics tasks]. Kharkiv, Tochka Publ., 2014. 400 p. (Rus).
10. Baranov M.I., Bocharov V.A., Ignatenko N.N., Kolobovskiy A.K. The powerful generators of impulsive voltage and currents of maximum parameters for testing of power electroenergy equipment. *Electrical engineering & electromechanics*, 2003, no. 2, pp. 75-80. (Rus).
11. Baranov M.I. The comparative analysis of work of two charts of construction of generators of high-voltage incendiary impulses of voltage of powerful electrophysics options. *Bulletin of NTU «KhPI». Series: Technique and electrophysics of high voltage*, 2006, no. 37, pp. 100-107. (Rus).
12. Baranov M.I., Koliushko G.M., Kravchenko V.I. A switching aperiodic superhigh-voltage pulse generator for testing the electric strength of insulation of technical objects. *Instruments and Experimental Technique*, 2013, vol. 56, no. 6, pp. 653-658. doi: 10.1134/s0020441213050126.
13. Dashuk P.N., Zayents S.L., Komel'kov V.S., Kuchinsky G.S., Nikolayevskaya N.N., Shkuropat P.I., Shneerson G.A. *Tehnika bol'shih impul'snyh tokov i magnitnyh polej* [The technique of large pulsed currents and magnetic fields]. Moscow, Atomizdat Publ., 1970. 472 p. (Rus).
14. Neyman L.R., Demirchyan K.S. *Teoreticheskie osnovy elektrotehniki. V 2-h tomah. Tom 2* [Theoretical bases of the Electrical Engineering. In 2 vols. Vol.2]. Leningrad, Energoizdat Publ., 1981. 416 p. (Rus).
15. *GOST 1516.2-97. Elektrooborudovanie i elektroustanovki peremennogo toka na napriazhenie 3 kV i vyshe. Obshchie metody ispytaniy elektricheskoi prochnosti izoliatsii* [GOST 1516.2-97. Electrical equipment and installations for AC voltages 3 kV and higher. General methods of dielectric tests]. Minsk, Publishing house of standards, 1998. 31 p. (Rus).
16. Ricketts L.U., Bridges J.E., Mayletta J. *Elektromagnitnyj impul's i metody zashchity* [Electromagnetic pulse and methods of protection]. Moscow, Atomizdat Publ., 1979. 328 p. (Rus).
17. Baranov M.I., Koliushko G.M., Kravchenko V.I. Generation of standard switching aperiodic impulses of high and superhigh voltage for full-scale tests of electrical power objects. *Electrical engineering & electromechanics*, 2013, no. 2, pp. 52-56. (Rus).
18. Baranov M.I., Koliushko G.M., Kravchenko V.I., Nedzel'skii O.S., Dnyshchenko V.N. A Current Generator of the Artificial Lightning for Full-Scale Tests of Engineering Objects. *Instruments and Experimental Technique*, 2008, no.3, pp. 401-405. doi: 10.1134/s0020441208030123.
19. 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.

REFERENCES

1. AECTP-250: 2014. NATO Standard Electrical and Electromagnetic Environmental Conditions. Edition C Version 1, December 2014, NSO Publ. – 253 p.
2. MIL-STD-464C: 2010. Department of defense. Interface standard. Electromagnetic Environmental Effects Requirements for Systems. USA, 2010. – 165 p.
3. Uman M.A. Natural and artificially-initiated lightning and lightning test standards. *Proceedings of the IEEE*, 1988, vol. 76, no. 12, pp. 1548-1565. doi: 10.1109/5.16349.
4. Dyakov A.F., Kuzhekin I.P., Maksimov B.K., Temnikov A.G. *Elektromagnitnaya sovместimost' i molniezashchita v elektroenergetike* [Electromagnetic compatibility and lightning protection in the power]. Moscow, MEI Publishing House, 2009. 455 p. (Rus).
5. Kravchenko V.I. *Molniya. Elektromagnitny faktory i porazhayushchie vozdeystviya na tekhnicheskyye sredstva* [Lightning. Electromagnetic factors and their impact on the striking technical objects]. Kharkov, NTMT Publ., 2010. 292 p. (Rus).
6. Knopfel' G. *Sverksil'nye impul'snye magnitnye polia* [Ultra strong pulsed magnetic fields]. Moscow, Mir Publ., 1972. 391 p. (Rus).
7. Pekar' I.R., Fertik S.M. The powerful high-voltage electric-discharge setting on 4 MV and 1 MJ. *Lecture collection of inter-institute conference «Electrophysics apparatus and electric isolation»*. Moscow, Energiya Publ., 1970, pp. 22-26. (Rus).
8. Baranov M.I., Buriakovskiy S.G., Kniaziev V.V., Rudenko S.S. Analysis of characteristics and possibilities of high-voltage electrical engineering complex Scientific-&-Research Planning-&-Design Institute «Molniya» of NTU «KhPI» for the tests of objects of energy, armament, aviation and space-rocket technique on electric safety and electromagnetic compatibility. *Electrical engineering & electromechanics*, 2020, no. 4, pp. 37-53. doi: 10.20998/2074-272X.2020.4.06.
9. Baranov M.I. *Izbrannyye voprosy elektrofiziki. Monografiya v 4kh tomakh. Tom 3: Teoriya i praktika elektrofizicheskikh zadach* [Selected topics of Electrophysics. Monograph in 4 Vols. Vol. 3. Theory and practice of electrophysics tasks]. Kharkiv, Tochka Publ., 2014. 400 p. (Rus).
10. Baranov M.I., Bocharov V.A., Ignatenko N.N., Kolobovskiy A.K. The powerful generators of impulsive voltage and currents of maximum parameters for testing of power electroenergy equipment. *Electrical engineering & electromechanics*, 2003, no. 2, pp. 75-80. (Rus).
11. Baranov M.I. The comparative analysis of work of two charts of construction of generators of high-voltage incendiary impulses of voltage of powerful electrophysics options. *Bulletin of NTU «KhPI». Series: Technique and electrophysics of high voltage*, 2006, no. 37, pp. 100-107. (Rus).
12. Baranov M.I., Koliushko G.M., Kravchenko V.I. A switching aperiodic superhigh-voltage pulse generator for testing the electric strength of insulation of technical objects. *Instruments and Experimental Technique*, 2013, vol. 56, no. 6, pp. 653-658. doi: 10.1134/s0020441213050126.
13. Dashuk P.N., Zayents S.L., Komel'kov V.S., Kuchinsky G.S., Nikolayevskaya N.N., Shkuropat P.I., Shneerson G.A. *Tehnika bol'shih impul'snyh tokov i magnitnyh polej* [The technique of large pulsed currents and magnetic fields]. Moscow, Atomizdat Publ., 1970. 472 p. (Rus).
14. Neyman L.R., Demirchyan K.S. *Teoreticheskie osnovy elektrotehniki. V 2-h tomah. Tom 2* [Theoretical bases of the Electrical Engineering. In 2 vols. Vol.2]. Leningrad, Energoizdat Publ., 1981. 416 p. (Rus).
15. *GOST 1516.2-97. Elektrooborudovanie i elektroustanovki peremennogo toka na napriazhenie 3 kV i vyshe. Obshchie metody ispytaniy elektricheskoi prochnosti izoliatsii* [GOST 1516.2-97. Electrical equipment and installations for AC voltages 3 kV and higher. General methods of dielectric tests]. Minsk, Publishing house of standards, 1998. 31 p. (Rus).
16. Ricketts L.U., Bridges J.E., Mayletta J. *Elektromagnitnyj impul's i metody zashchity* [Electromagnetic pulse and methods of protection]. Moscow, Atomizdat Publ., 1979. 328 p. (Rus).
17. Baranov M.I., Koliushko G.M., Kravchenko V.I. Generation of standard switching aperiodic impulses of high and superhigh voltage for full-scale tests of electrical power objects. *Electrical engineering & electromechanics*, 2013, no. 2, pp. 52-56. (Rus).
18. Baranov M.I., Koliushko G.M., Kravchenko V.I., Nedzel'skii O.S., Dnyshchenko V.N. A Current Generator of the Artificial Lightning for Full-Scale Tests of Engineering Objects. *Instruments and Experimental Technique*, 2008, no.3, pp. 401-405. doi: 10.1134/s0020441208030123.
19. 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.

Поступила (received) 17.08.2020

Баранов Михаил Иванович¹, д.т.н., гл.н.с.,
Буряковский Сергей Геннадиевич¹, д.т.н., директор,
Князев Владимир Владимирович¹, к.т.н., вед.н.с.,
¹ НИПК «Молния»
Национального технического университета
«Харьковский политехнический институт»,
61013, Харьков, ул. Шевченко, 47,
e-mail: baranovmi@kpi.kharkov.ua, sergbyr@i.ua,
knyaz2@i.ua

M.I. Baranov¹, S.G. Buriakovskiy¹, V.V. Kniaziev¹
¹ Research and Design Institute «Molniya»
of National Technical University
«Kharkiv Polytechnic Institute»,
47, Shevchenko Str., Kharkiv, 61013, Ukraine.

Powerful high-current generator of microsecond voltage pulses with voltage amplitude up to ± 2 MV and current amplitude up to ± 150 kA with electric energy stored in capacitors up to 1 MJ.

Purpose. Development and evaluation, on the basis of existing ultra-high-voltage generator of pulsed voltages and currents of GINT-4 type, of the new scheme of design of its charging-discharging circuit (CDC), and creation of modernized powerful ultra-high-voltage high-current generator of GINT-2 type to form microsecond voltage pulses with amplitudes up to ± 2 MV and current with amplitude up to ± 150 kA in the electrical load, with electrical energy stored in its capacitive energy storage (CES) up to 1 MJ. **Methodology.** Fundamentals of theoretical and applied electrical engineering, electrical power engineering, electrophysical principles of high-voltage and high pulsed current engineering, fundamentals of electromagnetic compatibility (EMC), instrument engineering, high-voltage instrumentation and standardization. **Results.** The new scheme of design of CDC of the modernized powerful ultra-high-voltage, heavy-current generator of GINT-2 type of outdoor placement, that allows obtaining, with preservation of the main electrotechnical elemental base of existing powerful prototype generator GINT-4 (rated output voltage ± 4 MV with rated electrical energy stored in CES of 1 MJ and maximal amplitude of output current pulse

in electrical load up to ± 75 kA) pulses of current of microsecond duration with doubled amplitude (up to ± 150 kA) in the long (from 1 to 4 m length) air gap of standard two-electrode discharging «needle-plane» system, in comparison with parameters of current pulses with amplitudes up to ± 75 kA that are formed in the discharging circuit of generator of GINT-4 type with the use of the analogous air discharging system, has been developed. Experimental evaluations of the developed new discharging circuit in CDC of the modernized generator of GINT-4 type has been performed in field conditions, and its advantages over the old discharging circuit in composition of CDC of generator of GINT-4 type have been shown. Calculated evaluations of rise rates of high pulsed current (HPC) in plasma channel of air spark discharge of CES with energy up to 1 MJ of generator of GINT-2 type, and strength of electric and magnetic field that are formed around this high-current channel of spark discharge and are powerful electromagnetic interference (PEMI) for objects of armaments and military equipment (OAME) were performed. It was shown that rise rates of HPC obtained for generator GINT-2 in the channel of long air spark discharge (of artificial lightning) and PEMI around this channel practically satisfy strict requirements of the NATO Standards AESTP-250: 2014 and USA MIL-STD-464C: 2010. **Originality.** The new scheme of design of CDC in composition of the modernized powerful ultra-high-voltage high-current generator of GINT-2 type (developer – Research & Design Institute «Molniya» of NTU «KhPI»), satisfying requirements of the mentioned standards for full-scale tests of OAME for EMC and immunity to action on them of PEMI from long atmospheric spark electric discharges (lightning) was developed for the first time. **Practical value.** Application of the created ultra-high-voltage high-current generator of GINT-2 type in tests of OAME for EMC and immunity to action on them of PEMI from artificial lightning will assist increase in reliability of OAME functioning in conditions of damaging (destabilizing) action on them HPC and PEMI of natural and artificial origin. References 19, figures 6.

Key words: ultra-high-voltage high-current generator of voltage and current pulses, technical objects of military use, standards of tests for electromagnetic compatibility and lightning resistance.

В.А. Яровенко, П.С. Черников, Е.И. Зарицкая, А.Н. Шумило

УПРАВЛЕНИЕ ГРЕБНЫМИ ЭЛЕКТРОДВИГАТЕЛЯМИ ЭЛЕКТРОХОДОВ ПРИ ДВИЖЕНИИ ПО КРИВОЛИНЕЙНОЙ ТРАЕКТОРИИ

Метою роботи є пошук оптимального управління гребними електродвигунами (ГЕД) електроходів при русі по криволінійній траєкторії. В якості критеріїв оптимальності обрані показники, що характеризують судно. Методика. Оптимальні закони управління ГЕД, щоб забезпечити найкращі маневрені характеристики електроходів, можуть бути знайдені при спільному розгляді гребної електроенергетичної установки, гребних гвинтів і корпусу судна. Результати. Розроблено метод розрахунку перехідних режимів пропульсивних комплексів електроходів при маневруванні на криволінійній траєкторії. Запропоновано новий спосіб формування законів управління ГЕД. Виявлено характер цільових функцій і розроблений метод оптимізації параметрів сигналів управління. Проведено оптимізаційні розрахунки і знайдено оптимальне управління гребними електродвигунами електроходів при русі по криволінійній траєкторії. Оптимізація проведена за критерієм мінімуму витрат енергії і за критерієм мінімуму вибігу судна. Проілюстрована ефективність оптимізації. Наукова новизна. Метод пошуку оптимальних законів управління побудований за системним принципом, що дозволяє оптимізувати управління гребними електродвигунами за кінцевим результатом. Практична значимість. Запропоновані рекомендації можуть використовуватися і при проектуванні гребних електроенергетичних установок і при їх експлуатації. Бібл. 10, табл. 3, рис. 6.

Ключові слова: гребні електродвигуни електроходів, управління на маневрах, оптимальне управління при криволінійному русі, метод оптимізації.

Целью работы является поиск оптимального управления гребными электродвигателями (ГЭД) электроходов при движении по криволинейной траектории. В качестве критериев оптимальности выбраны показатели, характеризующие судно. Методика. Оптимальные законы управления ГЭД, обеспечивающие наилучшие маневренные характеристики электроходов, могут быть найдены при совместном рассмотрении гребной электроэнергетической установки, гребных винтов и корпуса судна. Результаты. Разработан метод расчета переходных режимов пропульсивных комплексов электроходов при маневрировании на криволинейной траектории. Предложен новый способ формирования законов управления ГЭД. Выявлен характер целевых функций и разработан метод оптимизации параметров сигналов управления. Проведены оптимизационные расчеты и найдено оптимальное управление гребными электродвигателями электроходов при движении по криволинейной траектории. Оптимизация проведена по критерию минимума расхода энергии и по критерию минимума выбега судна. Проиллюстрирована эффективность оптимизации. Научная новизна. Метод поиска оптимальных законов управления построен по системному принципу, что позволяет оптимизировать управление гребными электродвигателями по конечному результату. Практическая значимость. Предложенные рекомендации могут использоваться и при проектировании гребных электроэнергетических установок и при их эксплуатации. Библ. 10, табл. 3, рис. 6.

Ключевые слова: гребные электродвигатели электроходов, управление на маневрах, оптимальное управление при криволинейном движении, метод оптимизации.

Введение. Наличие у электроходов, кроме рулевой машины, нескольких мощных, динамичных и устойчивых к перегрузкам гребных электродвигателей (ГЭД) позволяет добиться высоких маневренных качеств у этих судов. При совместном маневрировании рулем и винтами улучшается поворотливость судна, повышается степень безопасности выполнения маневренных операций [1]. В то же время, при этом существенно изменяются нагрузки на гребные электродвигатели и на всю гребную электроэнергетическую установку в целом.

Криволинейность траектории движения судна, его рыскание, изменение условий взаимодействия гребных винтов, руля и корпуса судна существенно влияет на силы и моменты сил, действующие на корпус судна при его криволинейном неустановившемся движении [2, 3]. Еще большим изменением подвержены силы и моменты развиваемые винтами – полезный упор и момент сопротивления воды вращению гребного винта и соответственно – момент сопротивления гребному электродвигателю. Их значения изменяются в результате изменяющегося угла скоса потока воды и изменения скорости движения судна. Значения упора, момента сопротивления и поперечной силы внутреннего и внешнего гребных винтов

(по отношению к центру циркуляции) значительно отличаются между собой [4].

На рис. 1 построены планы скоростей двух винтов при криволинейном движении судна, где: v – линейная скорость движения центра тяжести судна; β – угол дрейфа; α_{BevL} и α_{BevR} – углы скоса потока воды, набегающей соответственно на левый и правый винт; u_L и u_R – поперечные составляющие скорости движения левого и правого винтов; v_L и v_R – скорости движения левого и правого винтов.

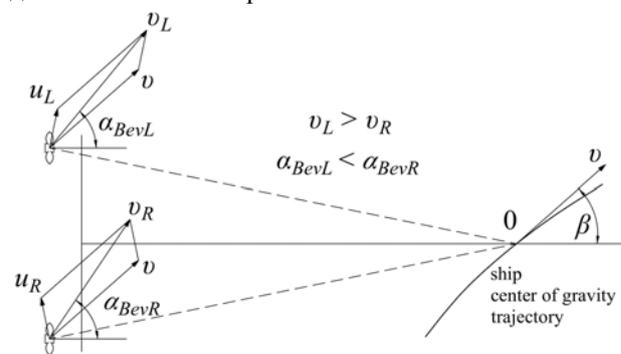


Рис. 1. План скоростей винтов при криволинейном движении

© В.А. Яровенко, П.С. Черников, Е.И. Зарицкая, А.Н. Шумило

Из рис. 1 видно, что внутренний винт работает в потоке с бóльшим углом скоса, а внешний – с меньшим. Это влияет на динамические характеристики винтов, на момент сопротивления внешнему и внутреннему ГЭД. Нагрузки на них оказываются разными, что может привести к срабатыванию систем защиты более нагруженного гребного электродвигателя и, в конечном итоге, к невыполнению маневра.

Все это необходимо учитывать при формировании управляющих сигналов на гребные электродвигатели. Они должны быть такими, чтобы обеспечить, с одной стороны, наилучшую управляемость электрохода, а с другой – работу всех составных частей гребной электроэнергетической установки (ГЭЭУ) в допустимых режимах.

Состояние исследуемого вопроса. Управление частотно-регулируемыми гребными электродвигателями ГЭЭУ электрохода осуществляется формированием двух сигналов [5-7]:

– относительной частоты питающего напряжения

$$\alpha = \frac{f}{f_N}; \quad (1)$$

– относительной величины напряжения питания

$$\gamma = \frac{U}{U_N}. \quad (2)$$

Соотношение между относительным напряжением γ и относительной частотой α называют законом частотного управления. В работах [8, 9] показано, что для частотно-регулируемых гребных электродвигателей классический (пропорциональный) закон управления не эффективен, поскольку он получен применительно к показателям качества работы именно электродвигателей. В гребных электроэнергетических установках для управления гребными электродвигателями на маневрах необходимо иметь такие законы,

которые обеспечат наилучшие маневренные свойства электроходов. Показатели же работы ГЭЭУ, при этом, не должны выходить за допустимые пределы.

В [8] описан подход к решению задач поиска оптимальных законов управления гребными электродвигателями. Предложен способ формирования управляющих сигналов, в основе которого заложен системный принцип. Разработана процедура оптимизационных расчетов. Найдены оптимальные параметры законов управления при маневрировании на прямом курсе. Эффективность перехода к рекомендуемому закону управления проиллюстрирована сравнительным анализом результатов выполнения маневренных операций при управлении по классическим законам и по найденным оптимальным соотношениям между γ и α .

Изменение характера маневра, одновременное управление и гребными электродвигателями и рулем, необходимость учета и показателей маневренности электрохода и показателей качества работы гребной электроэнергетической установки, несомненно, повлияют на законы частотного управления.

Целью данного исследования является поиск оптимальных законов управления гребными электродвигателями электроходов, движущихся по криволинейной траектории, при совместном маневрировании ГЭД и рулем.

Метод решения задачи. Для достижения цели необходимо разработать математическую модель переходных режимов работы пропульсивного комплекса электрохода при движении по криволинейной траектории, сформировать целевую функцию и найти оптимальные законы управления ГЭД на маневрах.

Укрупненная структурная схема одного силового контура пропульсивного комплекса электрохода без учета взаимных связей представлена на рис. 2.

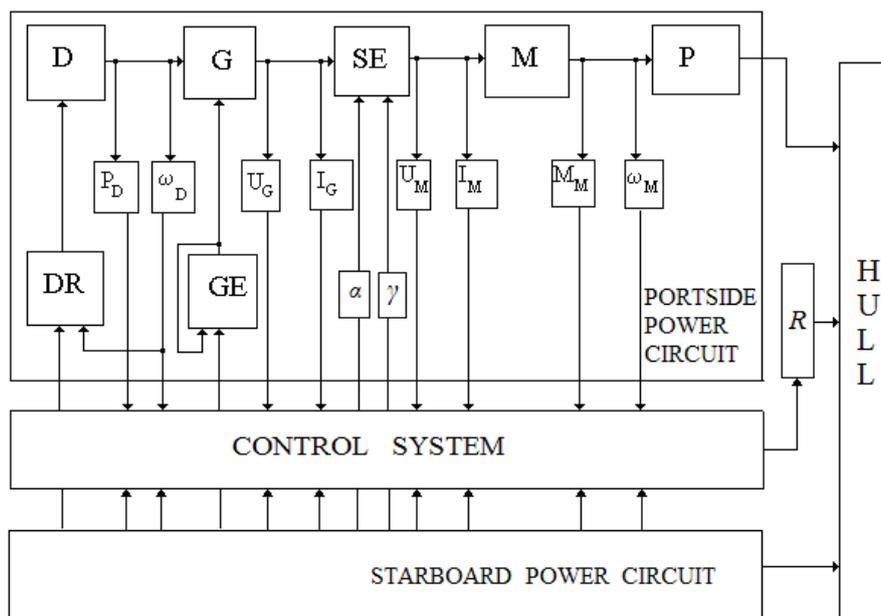


Рис. 2. Структурная схема одного силового контура пропульсивного комплекса электрохода

В состав каждого ее «силового» контура входят: тепловой двигатель – D , синхронный генератор – G , частотный преобразователь электроэнергии – SE ,

асинхронный гребной электродвигатель – M , регулятор частоты вращения теплового двигателя – DR , регулятор напряжения синхронного генератора – GE ,

гребной винт – P . В состав пропульсивного комплекса входят также руль – R и корпус судна. Основные параметры комплекса, управляющие сигналы и сигналы обратных связей: ω_D и P_D – угловая скорость вращения и мощность тепловых двигателей; U_G и I_G – напряжение и ток на выходе генераторов; U_M и I_M – напряжение и ток гребных электродвигателей; M_M и ω_M – вращающий момент и угловая скорость вращения ГЭД (и гребных винтов).

На базе структурной схемы разработана математическая модель и программы расчета переходных режимов работы пропульсивного комплекса на маневрах [10]. Найдены обобщенные безразмерные параметры комплекса. Изменения значений этих пара-

метров определяют поведение электроходов и влияют на численные значения показателей качества маневрирования.

В качестве примера, на рис. 3, приведены результаты расчетов текущих значений основных режимных показателей составных частей пропульсивного комплекса при выполнении электроходом маневра «разгон гребной электроэнергетической установки – выход судна на криволинейную траекторию (на циркуляцию)».

Результаты даны в относительном времени

$$T = v_0 t / L, \quad (3)$$

где: v_0 – скорость движения судна в установившемся (базовом) режиме; L – длина судна; t – текущее время.

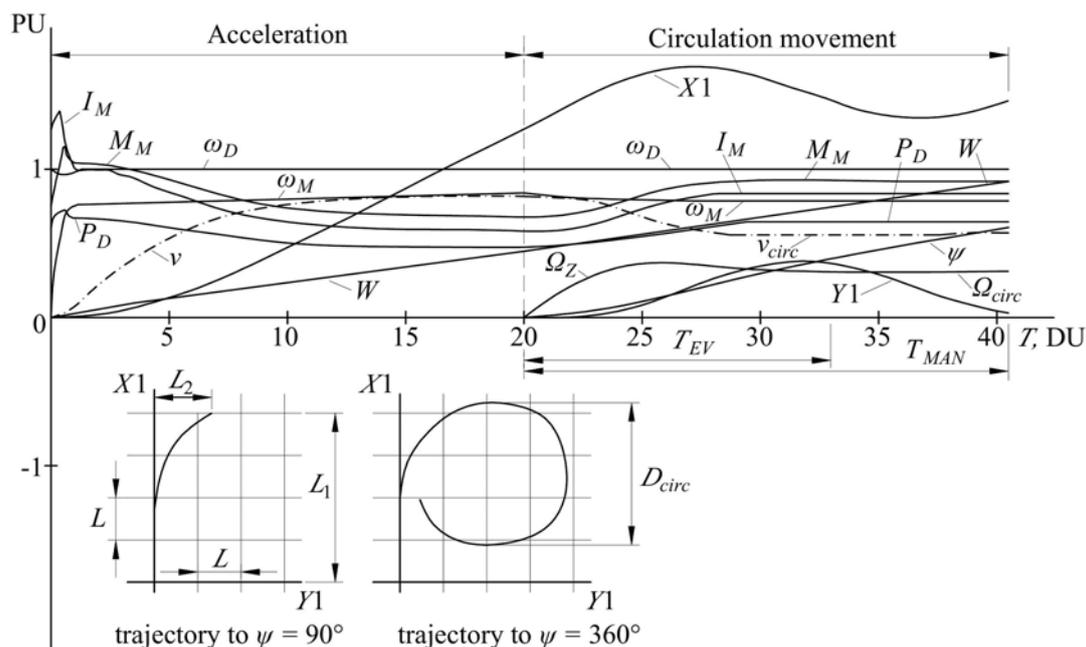


Рис. 3. Текущие значения основных режимных показателей при выполнении маневра «разгон ГЭЭУ – выход судна на циркуляцию»

На рис. 3 показаны относительные значения режимных показателей внутреннего, наиболее нагруженного, силового контура: теплового двигателя (ω_D , P_D); гребного электродвигателя (I_M , M_M , ω_M). Приведены также текущие значения: расхода энергии (W); скорости движения судна (v) и его курса (ψ); пройденного электроходом пути ($X1$ и $Y1$) в независимой от судна системе координат, и угловой скорости (Ω_Z) его вращения (поворота) вокруг вертикальной оси, проходящей через центр тяжести судна.

В исходном состоянии судно неподвижно, генераторные агрегаты работают на холостом ходу. Разгон начинается с увеличением относительных значений α и γ питающего электродвигатели напряжения. ГЭД начинают разгоняться. Вращающий момент M_M увеличивается, соответственно увеличиваются скорости вращения двигателей и гребных винтов ω_M . Упор винтов возрастает, и электроход начинает разгон (его скорость v увеличивается). С увеличением частоты вращения двигателя ω_M и скорости движения v судна, растет момент сопротивления гребного винта M_p . По мере роста питающего напряжения, увеличиваются ток I_M и вращающийся момент M_M электродвигателя.

Нагрузка на тепловой двигатель возрастает. Его мощность P_D повышается, а частота вращения ω_D , соответственно, несколько снижается. Расход энергии W растет. Увеличивается пройденный судном путь. Постепенно, через 12-13 относительных единиц времени (в описанном маневре), переходный процесс заканчивается, и пропульсивный комплекс выходит на режим работы, близкий к установившемуся. Расстояние, пройденное электроходом при выполнении маневра, описывается кривой $X1$.

С момента $T = 20$ относительных единиц времени начинается процесс выхода судна на криволинейную траекторию. Нагрузки на гребные электродвигатели и на тепловые двигатели генераторных агрегатов возрастают (I_M , M_M , P_D увеличиваются, ω_M падает). Электроход выходит на циркуляцию. Появляется угловая скорости Ω_Z и поперечное смещение $Y1$. Скорость судна v снижается. Приблизительно в $T = 33$ относительных единиц времени заканчивается эволюционный период циркуляционного движения и начинается его квазиустановившийся период. Электроход выходит на установившиеся значения скорости движения v_{circ} и угловой скорости вращения (циркуляции)

Ω_{circ} . Маневр заканчивается при достижении судном курса $\psi = 360^\circ$ (полная циркуляция). Общая продолжительность рассмотренного маневра $T = 40.5$ относительных единиц времени. Траектория движения центра тяжести электрохода показана на рис. 3.

Изменение текущих значений режимных показателей наглядно демонстрирует характер протекания переходных процессов. Однако, для оценки маневренных характеристик комплекса нужны отдельные показатели качества выполнения маневренных операций, позволяющие оценить поведение как составных частей гребной электроэнергетической установки, так и электрохода в целом. Это: колебания частоты вращения и колебания мощности тепловых двигателей; максимальные значения токов и моментов синхронных генераторов и гребных электродвигателей на переходных режимах; показатели, характеризующие стабильность параметров электроэнергии судовой электрической сети; инерционные характеристики судна; расход энергии (расход топлива) для выполнения маневров. Математическая модель и метод расчета [10] позволяют это сделать.

У электроходов управление каждым силовым контуром гребной электроэнергетической установки (управление каждым ГЭД) осуществляется независимо от других. На каждый гребной электродвигатель подаются (перекладкой рукояток ПУ) сигналы управления – по частоте вращения ГЭД (определяется относительной частотой тока α) и по напряжению (определяется величиной γ). Управление электроходом, при выходе на криволинейную траекторию, осуществляется перекладкой пера руля на правый борт, с одновременным подтормаживанием правого гребного электродвигателя. При таком маневрировании существенно изменяются углы скоса потока воды набегавшей на внешний и внутренний (относительно центра циркуляции) гребные винты (рис. 1). Изменяются их гидродинамические характеристики. Моменты сопротивления на валу гребных электродвигателей внешнего и внутреннего контура отличаются.

При подобном маневрировании относительная частота тока α_L для левого ГЭД постоянна на протяжении всего маневра. Для правого ГЭД частота α_R снижается с началом маневрирования (в соответствии новым положением рукоятки поста управления) и остается неизменной до конца маневра. Разность между α_L и α_R будем называть степенью подтормаживания гребного электродвигателя (гребного винта).

Как отмечалось выше, классический закон частотного управления не позволяет добиться высоких маневренных свойств электроходов. При системном подходе к оптимальному управлению ГЭД возникает необходимость в поисках таких сигналов управления, которые обеспечат наилучшие значения показателей качества маневрирования электроходов. При этом необходимо обязательно контролировать показатели работы всех составных частей гребной электроэнергетической установки, и в первую очередь – гребных электродвигателей и приводных двигателей генераторных агрегатов.

В работе [8] предложено формировать управляющие сигналы в виде:

$$\alpha = \alpha_{prim} + k_1(1 - \exp(-k_5 T)), \quad (4)$$

$$\gamma = k_2 \alpha + k_3 \alpha^2 + k_4 \alpha^3 + (1 - k_2 - k_3 - k_4) \alpha^4, \quad (5)$$

где: α_{prim} – начальное значение относительной частоты питающего ГЭД напряжения; k_2, k_3, k_4 – параметры сигналов управления, которые оптимизируются.

Для рассматриваемого маневра оптимизировать зависимость $\alpha = \alpha(T)$ не имеет смысла, поскольку α фиксировано и определяется заданной (рукояткой ПУ) частотой вращения ГЭД. Оптимизация будет касаться только поиска оптимальных параметров закона управления γ / α .

Согласно поставленной цели, в качестве критериев оптимальности принимаются или минимум затрат энергии на выполнение маневра – W_{Cmin} , или минимум выбега электрохода – L_{1min} . Первый критерий характеризует экономические показатели маневрирования, второй – безопасность выполнения маневренных операций.

В соответствии с поставленной задачей, необходимо минимизировать целевую функцию

$$W(\mathbf{k}) \rightarrow \min, \mathbf{k} \in \mathbf{k}^n, \quad (6)$$

либо

$$L_1(\mathbf{k}) \rightarrow \min, \mathbf{k} \in \mathbf{k}^n, \quad (7)$$

где $\mathbf{k} = [k_2, k_3, k_4]$ – оптимизируемые параметры; \mathbf{k}^n – допустимая область n – мерного пространства. Линейные ограничения p в виде неравенств $g_j(\mathbf{k}) \geq 0$, $j = 1, 2, \dots, p$, определяются допусками по диапазонам изменений режимных показателей ГЭЕУ и другими условиями выполнения маневров.

В работе [8] описан метод поиска оптимальных решений таких задач. Он разработан исходя из особенностей рассматриваемого объекта и выявленной в ходе исследований сложной топографии целевых функций. В процессе оптимизации осуществляются расчеты текущих значений всех режимных показателей комплекса по ходу выполнения электроходом соответствующих маневров и по их результатам определяются затраты энергии на выполнения маневра и выбег электрохода.

Результаты работы. Ниже представлены результаты оптимизации параметров закона частотного управления. Поиски оптимальных параметров проведены для одного из типовых (описанных выше) маневров электроходов – разгон и выход на циркуляционное движение. Оптимизация проведена по критерию W_{Cmin} и L_{1min} .

При формировании управляющих сигналов на гребные электродвигатели необходимо, как было отмечено выше, обеспечить работу гребной электроэнергетической установки в допустимых режимах. Из рис. 1 видно, что внутренний гребной винт работает в потоке с большим углом скоса. Нагрузка на его гребной электродвигатель оказывается существенно большей, чем нагрузка на внешний ГЭД. Возможное срабатывание систем защиты именно «внутреннего» силового контура может привести к невыполнению маневра или даже к аварийной ситуации. Исходя из этого, при поиске оптимальных параметров сигналов управления в первую очередь необходимо контролировать показатели работы внутреннего силового контура.

На характер выполнения электроходами маневренных операций, и соответственно на расход топлива и на выбег электрохода, оказывают влияние и конструктивные параметры судна, и параметры электроэнергетической установки и внешние условия. Степень влияния каждого параметра разная. При поисках оптимального управления гребными электродвигателями очень важно охватить как можно больше электроходов. Иными словами, полученные рекомендации должны быть справедливы для широкого класса судов.

В процессе разработки математической модели переходных режимов (в относительных единицах) были выявлены критерии динамического подобия (обобщенные безразмерные параметры пропульсивных комплексов); найдены диапазоны изменения их значений, охватывающие все электроходы с частотно-управляемыми ГЭД (при традиционном приводе гребных винтов).

Как показали предварительные исследования (отсеивающие эксперименты), наиболее существенное влияние на выбранные критерии, при совместном маневрировании рулем и гребными электродвигателями, оказывают следующие параметры: степень подтормаживания; v_{prim} – начальная скорость движения судна; β_R – угол перекладки пера руля; обобщенный безразмерный параметр комплекса N_X – энерговооруженность электрохода

$$N_X = \frac{L \sum K_{Pj} P_{ej0}}{(m + \lambda_{11}) v_0^2}, \quad (8)$$

где P_{ej0} и K_{Pj} – полезный упор гребного винта в установившемся режиме и его доля в суммарном упоре соответственно; m и λ_{11} – масса судна и присоединенные к нему массы воды (вдоль продольной оси X).

Для различных соотношений между этими параметрами (по сути дела – для различных электроходов) были проведены оптимизационные расчеты и получены оптимальные решения. В качестве примера, в табл. 1 (по критерию минимума затрат энергии W_{Cmin}) и в табл. 2 (по критерию минимума выбега судна L_{1min}) приведены некоторые их результаты. Это – оптимальные параметры закона частотного управления γ / α , представленного в виде уравнения (5), при выходе судна на циркуляцию с одновременным поворотом пера руля β_R и подтормаживанием правого гребного электродвигателя. Расчеты проведены для маневров при относительной начальной скорости судна $v_{prim}=1,0$ и $v_{prim} = 0,8$. В табл. 1 приведено небольшое количество вариантов сочетаний α_L , α_R , N_X , β_R и оптимальные решения для выполнения маневра по критерию минимума W_{Cmin} .

Таблица 1

Сочетания значимых параметров и оптимальные решения по критерию минимума затрат энергии W_{Cmin}

Вариант	Численные значения параметров, о.е.					$W_{Cclassic}$ о.е.	Оптимальные решения				Эффективность, %
	v_{prim}	α_L	α_R	N_X	β_R		уравнение $\gamma = \gamma(\alpha)$			W_{Cmin} о.е.	
							k_2	k_3	k_4		
1	1,0	1,0	0,8	0,12	0,262	16,67	2,08	-1,15	2,38	15,37	7,8
2	0,8	0,8	0,65	0,12	0,262	15,09	2,97	-2,39	1,71	10,86	28,03
3	0,8	0,8	0,55	0,12	0,262	13,16	3,24	-2,62	1,16	9,352	28,94
...
14	0,8	0,8	0,65	0,165	0,4	11,0	3,47	-3,089	1,342	7,93	27,91
15	0,8	0,8	0,55	0,165	0,4	9,7	3,27	-2,67	1,21	6,88	29,07
...
25	1,0	1,0	0,8	0,21	0,576	9,95	2,73	-0,07	-2,66	9,13	8,2
26	0,8	0,8	0,65	0,21	0,576	9,09	2,56	0,08	-2,27	6,93	27,51
27	0,8	0,8	0,55	0,21	0,576	8,02	3,2	-2,57	1,26	5,71	28,8

На рис. 4, в качестве иллюстрации, приведены графические интерпретации управляющего сигнала (5) с оптимальными значениями коэффициентов k_2 , k_3 , k_4 для первых трех вариантов (из табл. 1) сочетаний параметров α_L , α_R , N_X , β_R .

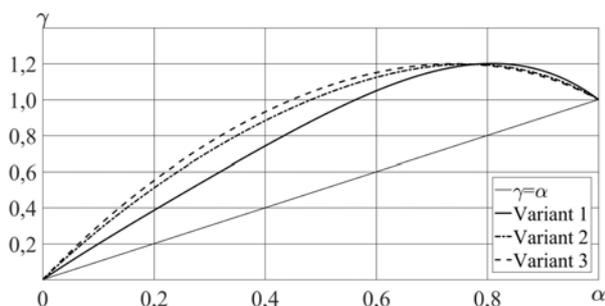


Рис. 4. Зависимости $\gamma = \gamma(\alpha)$ по критерию минимума затрат энергии W_{Cmin}

Для оценки эффективности оптимизации были рассчитаны соответствующие маневры при управлении гребными электродвигателями и по классическому пропорциональному закону. Результаты расчетов затрат энергии на выполнение маневров по этому закону приведены в столбце $W_{Cclassic}$ табл. 1. В последнем столбце таблицы проиллюстрирована эффективность оптимизации – степень снижения затрат энергии при переходе на оптимальное управление. В зависимости от условий маневрирования она колеблется от 8 % до 29 %.

Меньшая степень эффективности соответствует движению судна с большей скоростью, а большая эффективность – при движении с меньшей скоростью и максимальным подтормаживанием гребным электродвигателем (следует иметь в виду, что степень подтормаживания ограничена гидродинамической характеристикой гребного винта). Таким образом, переход

к оптимальному управлению ГЭД (а совместное маневрирование двигателями и рулем чаще всего осуществляется именно на частичном ходу судна) существенно снижает затраты энергии W_C , на выполнение маневра, что подтверждает его целесообразность.

Смена критерия оптимальности приводит, как и ожидалось, к другим оптимальным решениям. В табл. 2 представлены результаты оптимизационных расчетов по критерию минимума выбега электрохода

L_{1min} при выходе его на циркуляцию. Как видно из таблицы, численные значения коэффициентов k_2 , k_3 и k_4 существенно отличаются от тех, которые получены по критерию минимума расхода энергии.

На рис. 5 приведены графические интерпретации управляющих сигналов с оптимальными значениями коэффициентов k_2 , k_3 , k_4 для тех же первых трех (как и в табл. 1) вариантов сочетаний параметров α_L , α_R , N_X , β_R .

Таблица 2

Сочетания значимых параметров и оптимальные решения по критерию минимума выбега электрохода L_{1min}

Вариант	Численные значения параметров, о.е.					$L_{1classic}$ о.е.	Оптимальные решения				Эффективность, %
	v_{prim}	α_L	α_R	N_X	β_R		уравнение $\gamma = \gamma(\alpha)$			L_{1min} , о.е.	
							k_2	k_3	k_4		
1	1,0	1,0	0,8	0,12	0,262	7,03	3,32	-7,58	2,33	6,62	5,8
2	0,8	0,8	0,65	0,12	0,262	6,28	3,54	-7,96	3,55	5,62	10,5
3	0,8	0,8	0,55	0,12	0,262	5,8	3,8	-8,6	2,1	5,36	7,6
...
17	0,8	0,8	0,65	0,21	0,4	4,9	3,51	-7,9	2,2	4,56	6,9
...
25	1,0	1,0	0,8	0,21	0,576	4,15	3,57	-8,23	2,27	3,94	4,6
26	0,8	0,8	0,65	0,21	0,576	4,137	3,72	-8,57	2,05	3,85	9,7
27	0,8	0,8	0,55	0,21	0,576	4,06	3,87	-8,79	2,01	3,72	8,3

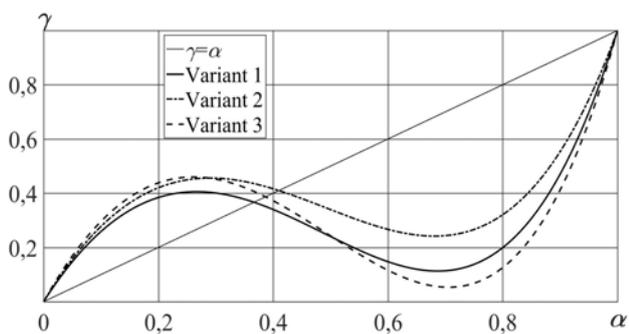


Рис. 5. Зависимости $\gamma = \gamma(\alpha)$ по критерию минимума выбега электрохода L_{1min}

Анализ этих зависимостей показывает следующее. Поскольку, одновременно с переключением пера руля производится подтормаживание правого гребного электродвигателя, нагрузки на этот ГЭД возрастают. Кроме того, гребной винт внутреннего ГЭД начинает работать в потоке воды с большим углом скоса (рис. 1), что приводит к увеличению его момента сопротивления.

На режимных показателях генераторных агрегатов это не сказывается, поскольку они охвачены перекрестными связями, а на показателях гребных электродвигателей это отражается, поскольку их силовые контуры независимы друг от друга. Внутренние ГЭД нагружены больше и их режимные показатели могут приблизиться к уставкам срабатывания систем защиты.

Для недопущения аварийного отключения ГЭД (а подобные маневры осуществляются, как правило, с целью предотвращения столкновения судов) необходимо снижать величину напряжения, что и должна сделать система автоматического регулирования в соответствии с рассчитанными оптимальными законами. Это видно на рис. 5.

Для оценки эффективности оптимизации (как и для варианта $W_{Classic}$ в табл.1) в табл. 2 приведены результаты расчетов выбега электрохода при управлении гребными электродвигателями и по классическому пропорциональному закону. Результаты расчетов по этому закону приведены в столбце $L_{1classic}$. Эффективность оптимизации – степень снижения выбега электрохода – колеблется в зависимости от условий маневрирования от 5 % до 11 %. Как и в предыдущем случае, большая степень эффективности получается при движении судна на промежуточных скоростях.

Для иллюстрации поведения пропульсивного комплекса после оптимизации законов управления, на рис. 6 представлены текущие значения основных режимных показателей при выполнении того же маневра, что и на рис. 3. Это вариант № 27 сочетания значимых параметров и условий выполнения маневра (табл. 2.) Выбранный вариант – пример средней эффективности.

Сравнительный анализ результатов расчета показывает, что с переходом к оптимальному управлению, выбег электрохода (критерий оптимальности) сократился с 4,06 до 3,72 длины судна, что составляет 8,3 %. Численные значения основных режимных показателей при управлении по пропорциональному и оптимальному законам также приведены в табл. 3.

Таким образом, переход к оптимальному управлению ГЭД позволяет существенно снизить выбег электрохода, что способствует повышению безопасности выполнения маневренных операций.

Обсуждение. Проведенные исследования наглядно показывают, что традиционное управление гребными электродвигателями не позволяет в полной мере реализовать у электроходов заложенные в них высокие маневренные свойства.

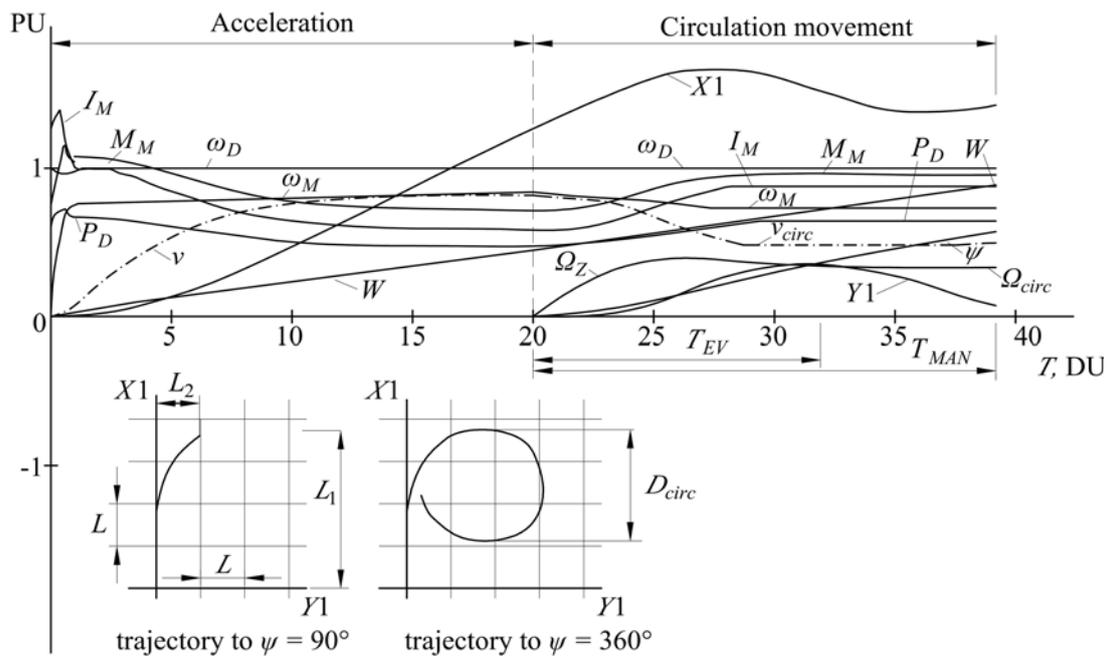


Рис. 6. Текущие значения основных режимных показателей маневра «разгон ГЭЭУ – выход судна на циркуляцию» при управлении по оптимальному закону

Таблица 3
Показатели качества маневрирования при разных законах управления

Показатель качества	Пропорциональный закон	Оптимальный закон	Отклонение показателя, %
T_{MAN}	20,5	19,2	+6,3
T_{EV}	13	11,9	+8,4
W	23,5	22	+6,8
L_1	$4,06L$	$3,72L$	+8,3
$L_2 (\psi=90^\circ)$	$1,32L$	$0,98L$	+25,8
D_{circ}	$3,22L$	$2,63L$	+18,3
I_M	0,83	0,88	-6
M_M	0,92	0,96	-4,3
ω_M	0,79	0,73	-7,6
v_{circ}	0,56	0,48	-14,3

Причиной является то, что классический пропорциональный закон управления, полученный применительно к «электрическим» показателям качества работы электродвигателей, не учитывает показатели работы судна. Но гребные электродвигатели предназначены именно для того, чтобы обеспечить наилучшие показатели качества работы именно судна, в частности – наилучшие его маневренные характеристики и высокие экономические показатели эксплуатации. Нужен системный подход к управлению ГЭД на маневрах. При этом «электрические» показатели должны отойти на второй план. Необходимо находить такое управление, которое обеспечит наилучшие показатели работы электрохода, с контролируемыми при этом показателями эксплуатации его гребной электроэнергетической установки.

Решение таких задач возможно только при комплексном подходе. Гребная электроэнергетическая установка должна рассматриваться совместно со всеми составными частями единого судового пропуль-

сивного комплекса, включающего в себя, кроме ГЭЭУ, и винты, и руль и корпус судна. Наличие математической модели, описывающей поведение пропульсивного комплекса на маневрах, метода расчета текущих значений основных режимных показателей, корректного (подходящего для решения подобных задач) метода оптимизации позволяет добиться поставленной цели.

Как показано в настоящей работе, при правильной организации управления гребными электродвигателями можно добиться наилучших значений показателей качества выполнения маневров и обеспечить, одновременно с этим, работу всех составных частей гребной электроэнергетической установки в допустимых режимах.

Выводы.

1. Обоснована целесообразность использования системного подхода при поиске оптимального управления гребными электродвигателями электроходов при маневрировании на криволинейной траектории. В качестве главных критериев оптимальности следует принимать показатели, характеризующие маневренные свойства судна. Показатели работы ГЭЭУ должны учитываться как ограничения.

2. Обоснованы недостатки «классического» варианта управления ГЭД. Предложен способ формирования сигналов управления ГЭД, с одновременной перекладкой пера руля, при выходе судна на циркуляцию. Разработана процедура оптимизации параметров сигналов управления.

3. Проведены оптимизационные расчеты и найдены оптимальные параметры сигналов управления гребными электродвигателями. Оптимизация проведена по критерию минимума затрат энергии на выполнение маневра и по критерию минимума выбега электрохода. Эффективность оптимизации находится в диапазоне от 5 % до 29 %.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Molland A. *The maritime engineering reference book. A guide to ship design, construction and operation*. Butterworth-Heinemann, Oxford, UK, 2008. 920 p. doi: [doi:10.1016/b978-0-7506-8987-8.x0001-7](https://doi.org/10.1016/b978-0-7506-8987-8.x0001-7).
2. Bertram V. *Practical Ship Hydrodynamics*. Butterworth-Heinemann, Oxford, UK, 2012. 390 p. doi: [10.1016/C2010-0-68326-X](https://doi.org/10.1016/C2010-0-68326-X).
3. Carlton J.S. *Marine propellers and propulsion. 4th edition*. Butterworth-Heinemann, Oxford, UK, 2018. 609 p. doi: [10.1016/C2014-0-01177-X](https://doi.org/10.1016/C2014-0-01177-X).
4. Небеснов В.И. *Динамика двигателя в системе корпус-винты-двигатели*. Ленинград: Судпромгиз, 1961. – 374 с.
5. Leonhard W. *Control of electrical drives*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2001. 241 p. doi: [10.1007/978-3-642-56649-3](https://doi.org/10.1007/978-3-642-56649-3).
6. Bose B.K. *Power electronics and AC drives*. Prentice Hall, Englewood Cliffs, New York, 2001. 738 p.
7. Mohan N., Undeland T.M., Robbins W.P. *Power electronics, converters, applications and design*. J. Wiley, New York, 2003. 811 p.
8. Яровенко В.А., Черников П.С., Варбанец Р.А., Зарицкая Е.И. Оптимальное управление гребными электродвигателями электроходов при реверсировании. *Електротехніка і електромеханіка*, 2018, № 6, С. 38-46. doi: [10.20998/2074-272X.2018.6.05](https://doi.org/10.20998/2074-272X.2018.6.05).
9. Черников П.С., Яровенко В.А., Зарицкая Е.И. Вплив законів управління частотнорегульованими гребними електродвигунами на маневрені характеристики електроходів. *Вісник Національного технічного університету «ХПІ»*. Серія: «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії», 2020, № 3 (1357), С. 45-51. doi: [10.20998/2409-9295.2020.3.08](https://doi.org/10.20998/2409-9295.2020.3.08).
10. Яровенко В.А., Черников П.С. Метод расчета переходных режимов гребных электроэнергетических установок электроходов. *Електротехніка і електромеханіка*, 2017, № 6, С. 32-41. doi: [10.20998/2074-272X.2017.6.05](https://doi.org/10.20998/2074-272X.2017.6.05).

REFERENCES

1. Molland A. *The maritime engineering reference book. A guide to ship design, construction and operation*. Butterworth-Heinemann, Oxford, UK, 2008. 920 p. doi: [doi:10.1016/b978-0-7506-8987-8.x0001-7](https://doi.org/10.1016/b978-0-7506-8987-8.x0001-7).
2. Bertram V. *Practical Ship Hydrodynamics*. Butterworth-Heinemann, Oxford, UK, 2012. 390 p. doi: [10.1016/C2010-0-68326-X](https://doi.org/10.1016/C2010-0-68326-X).
3. Carlton J.S. *Marine propellers and propulsion. 4th edition*. Butterworth-Heinemann, Oxford, UK, 2018. 609 p. doi: [10.1016/C2014-0-01177-X](https://doi.org/10.1016/C2014-0-01177-X).
4. Nebesnov V.I. *Dinamika dvigatelja v sisteme korpus sudnavinty-dvigateli* [Engine dynamics in the ship hull-propeller-engine system]. Leningrad, Sudpromgiz Publ., 1961. 374 p. (Rus).
5. Leonhard W. *Control of electrical drives*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2001. 241 p. doi: [10.1007/978-3-642-56649-3](https://doi.org/10.1007/978-3-642-56649-3).
6. Bose B.K. *Power electronics and AC drives*. Prentice Hall, Englewood Cliffs, New York, 2001. 738 p.
7. Mohan N., Undeland T.M., Robbins W.P. *Power electronics, converters, applications and design*. J. Wiley, New York, 2003. 811 p.

8. Yarovenko V.A., Chernikov P.S., Varbanets R.A., Zaritskaya E.I. Optimal control of the electric ships' propulsion motors during reversal. *Electrical engineering & electromechanics*, 2018, no. 6, pp. 38-46. doi: [10.20998/2074-272X.2018.6.05](https://doi.org/10.20998/2074-272X.2018.6.05).
9. Chernikov P.S., Yarovenko V.A., Zaritskaya E.I. The influence of control laws of frequency-regulated electric motors on electric ships' maneuvering characteristics. *Bulletin of NTU «KhPI». Series: «Electric machines and electromechanical energy conversion»*, 2020, no. 3 (1357), pp. 45-51. (Ukr). doi: [10.20998/2409-9295.2020.3.08](https://doi.org/10.20998/2409-9295.2020.3.08).
10. Yarovenko V.A., Chernikov P.S. A calculation method of transient modes of electric ships' propelling electric plants. *Electrical engineering & electromechanics*, 2017, no. 6, pp. 32-41. doi: [10.20998/2074-272X.2017.6.05](https://doi.org/10.20998/2074-272X.2017.6.05).

Received 25.07.2020

Яровенко Владимир Алексеевич¹, д.т.н., проф.,
 Черников Павел Сергеевич¹, к.т.н.,
 Зарицкая Елена Игоревна¹, к.т.н., доц.,
 Шумило Александр Николаевич¹, к.т.н., доц.,
¹ Одесский национальный морской университет,
 65007, Одесса, ул. Мечникова, 34,
 e-mail: yarovenko@3g.ua, chernikov@onmu.odessa.ua,
 zarickayalena@ukr.net, shumilo.alexander@gmail.com

V.A. Yarovenko¹, P.S. Chernikov¹, E.I. Zaritskaya¹,
 A.N. Schumylo¹

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

Control of electric ships' propulsion motors when moving on curvilinear trajectory.

Purpose. The aim of the work is to search for the optimal control of the electric ships' propeller motors (PM) while moving on curvilinear trajectory. The indices characterizing the vessel were selected as the criteria of optimality. **Methodology.** Optimal control laws of PM providing electric ships' best maneuverability can be found by joint consideration of the electric propelling plant (EPP), propellers and hull. **Results.** A method of calculating the transient regimes of the electric ships' propulsion complexes during maneuver has been developed. A new method of forming the PM control laws is proposed. The nature of the target functions is revealed and a method of optimizing the parameters of control signals is developed. Optimization calculations have been carried out and the optimal control of the electric ships' propeller motors when moving along curvilinear trajectory has been found. Optimization has been carried out by the criterion of minimum energy consumption and by the criterion of minimum ship's distance. The optimization efficiency is illustrated. **Scientific novelty.** The method of searching for the optimal control laws is constructed according to the system principle, which allows optimizing the control of the propulsion motors by the final result. **Practical value.** The proposed recommendations can be used in the design of electric propelling plants and in their operation. References 10, tables 3, figures 6.

Key words: electric ships' propulsion motors, control on maneuvers, optimal control during curvilinear motion, optimization method.

D.G. Koliushko, S.S. Rudenko, S.V. Kiprych

ANALYSIS OF THE STATE OF THE EXTERNAL LIGHTNING PROTECTION SYSTEM FOR OPERATING ENERGY OBJECTS

Introduction. Within the framework of European integration of Ukraine, the international Standard IEC 62305 has been harmonized, which provides for a full inspection of lightning protection devices with a frequency of 0.5 – 4 years, which significantly increases the volume of work. **Problem.** The adopted Standard is stricter than those for which external lightning protection systems (LPS) of power plants and substations, which are objects of critical infrastructure, have been designed. There is no clear algorithm of actions to bring the existing LPS of existing energy facilities of Ukraine in accordance with the requirements of IEC 62305. **Due to the need to modernize the existing LPS facilities, there is a need to develop a single algorithm for these works.** **Goal.** Development of an algorithm for evaluation of the current state LPS for existing power plants and substations. **Methodology.** Based on the analysis of IEC 62305, three stages of evaluation are proposed: experimental (based on geodetic and electromagnetic method of determining the configuration of the object and components of LPS), calculation (based on the topographic survey method and the electromagnetic method for determining the configuration of the object and components of the LPS) and stage of analysis and development of recommendations. **Results.** Three stages, which are a basis of analysis of a condition of LPS based on the created algorithm, are considered in detail. An example of the analysis LPS condition of the existing substation with a voltage of 35 kV, created according to the specified method, is given. The program report in 3D form illustrates the unprotected parts of the object. **Originality.** For the first time, an algorithm for analysis the state of LPS of operating energy facilities according to the IEC 62305 standard has been developed. **Practical value.** Typical remarks to the existing LPS are formed. The results of the work can be used to inspection and modernize the LPS energy facilities, as well as buildings and structures of public importance. References 18, tables 1, figures 3.

Key words: lightning protection, protection zone, lightning rod, energy facility, rolling sphere method.

В роботі запропоновано алгоритм аналізу стану системи блискавкозахисту (СБЗ) діючих енергооб'єктів, який складається з трьох етапів: експериментального (на основі топографічного та електромагнітного методу визначення конфігурації об'єкту й компонентів СБЗ), розрахункового (визначення зони захисту стандартним електрогеометричним методом) й етапу аналізу та розробки рекомендацій. До існуючих СБЗ сформовано типові зауваження та заходи щодо їх усунення відповідно до вимог ДСТУ EN 62305. Результати роботи можуть бути використані для перевірки та модернізації СБЗ складних промислових та енергетичних об'єктів, а також будівель і споруд загальносуспільного значення. Бібл. 18, табл. 1, рис. 3.

Ключові слова: блискавкозахист, зона захисту, блискавкоприймач, енергооб'єкт, метод сфери, що котиться.

В работе предложен алгоритм анализа состояния системы молниезащиты (СМЗ) действующих энергообъектов, состоящий из трех этапов: экспериментального (на основании топографического и электромагнитного метода определения конфигурации объекта и компонентов СМЗ), расчетного (определение зоны защиты стандартным электрогеометрическим методом) и этапа анализа и разработки рекомендаций. К существующим СМЗ сформулированы типовые замечания и меры их устранения в соответствии с требованиями ДСТУ EN 62305. Результаты работы могут быть использованы для проверки и модернизации СМЗ сложных промышленных и энергетических объектов, а также зданий и сооружений общественного назначения. Библи. 18, табл. 1, рис. 3.

Ключевые слова: молниезащита, зона защиты, молниеприемник, энергообъект, метод катящейся сферы.

Analysis of publications. Within the framework of European integration measures, in Ukraine the international Standard on lightning protection was harmonized [1], the requirements of which differ significantly from the Standards of the USSR [2] and Ukraine [3], according to which the design and control of the lightning protection system (LPS) of the vast majority of existing strategic energy facilities in Ukraine have been carried out.

According to [1] the LPS should be inspected:

- during installation of the LPS;
- after installation of the LPS;
- systematically, according to Table 1.

The time intervals listed in Table 1, should be applied in the absence of additional instructions of regulatory documents.

The frequency of inspection of the LPS is determined taking into account the following factors:

- classification of the protected object (power plant, substation, etc.), especially taking into account possible damages;
- LPS class;
- environment depending on the degree of its aggressiveness;

- material of individual components of the LPS;
- soil characteristics and degree of corrosion;
- weather conditions (changes in temperature and precipitation);
- changes in the parameters of the grounding device (GD) depending on humidity and temperature (e.g. resistance).

Table 1

Maximum interval between LPS inspections, year

Protection level	Visual audit	Full audit	Critical situations (full inspection)
I and II	1	2	1
III and IV	2	4	1

Note. In buildings where there is a possibility of an explosion, inspections should be carried out every six months. Critical situations may include buildings (structures) that contain sensitive internal systems, office buildings, commercial buildings, or places where a significant number of people may be present.

The LPS should also be inspected on an ongoing basis if significant changes have been made or the protected object has been reconstructed, as well as after lightning discharges.

The harmonized International lightning protection Standard [1] has more stringent requirements for lightning rods (LRs) protection zones than [2], [3] and other design requirements.

In this regard, the **urgent problem** is to inspect the LPS of existing energy facilities for compliance with the norms. The normative document itself specifies the parameters that need to be checked, but there is no explanation of the sequence and methods of verification.

In addition, the analysis of the state of LPS of complex objects, which are power plants and substations, is practically not considered. On their territory there is a large number of LRs of different types (rods, cables, nets), which create a connection between them. In addition, lightning protection of energy facilities is a strategic task, because the failure of equipment can lead to both costly repairs and significant losses from power outages of important consumers.

The analysis of the existing literature, in particular [4-8], shows that the assessment of the current state of the LPS of energy facilities in the form of a clear sequence of interrelated methods of inspection of the LPS is absent. Usually, publications are devoted to the calculation of LR protection zones or the design of LPS in accordance with [1].

The goal of the work is to develop an algorithm for assessing the current state of the LPS of existing power plants and substations.

Research materials. Due to the fact that the implementation of the inspection of the LPS [1] includes field and in-house work, and the main result is the development of recommendations for the arrangement of the LPS in accordance with regulatory requirements, the analysis of the current state of the SBZ is presented in three stages:

- obtaining initial data on the arrangement of the existing LPS (experimental stage performed in the field);
- determination of the level of the LPS and calculation of protection zones (PZs) of lightning rods (calculation stage);
- analysis of the existing LPS and development of necessary measures for protection of the object with minimization of material and labor costs (stage of analysis and development of recommendations).

Consider each of the stages of the analysis of the LPS more in detail.

1. Experimental stage. The lightning protection system consists of lightning rods, current collectors and GD.

During this stage, the following is determined:

- 1) geometric configuration of the LPS and the protected object;
- 2) general condition of LPS components (configuration, material, cross-section, quality of electrical connections, corrosion level);
- 3) value of the equivalent resistivity of the soil;
- 4) resistance of the GD of the LR with a separate ground rod.

For the listed items it is necessary to carry out field works on restoration (creation) of executive documentation. This is due to the long-term operation of the facility, during which it undergoes significant changes

(installation of the communication masts, damage to the structure of the LR, expansion of the facility, corrosion influence, etc.) and the loss of executive documentation.

When determining item 1 of the experimental stage, measurements of the geometric configuration of the protected object and the LPS by topographic surveying methods (for example, by theodolite one) are carried out [9]. The overall dimensions and height are marked on the map at a scale convenient for further work. The biggest difficulties of this item are:

- need to determine and further take into account the difference in ground level and height of parts of the object and the LPS relative to it;
- presence of high-rise buildings outside the facility, which may create additional PZ.

The work according to item 2 of the experimental stage is performed using:

- direct measurements with a caliper (cross-section of LPS conductors);
- induction method (GD configuration);
- ammeter-voltmeter method (quality of electrical connections).

Figure 1 shows a plan of the object with its LPS on the example of one of the substations with voltage class of 35 kV, which is the result of items 1, 2.

The work according to item 3 of the experimental stage is performed by the method of vertical electric sounding (using the Wenner or Schlumberger arrangement), and according to item 4 – by the ammeter-voltmeter method (by potential drop, four-point or «62% method») [10].

In general, the work for items 2 – 4 is performed according to the method described in [11] and according to the procedures described in [12].

All the difficulties of these substages correspond to the problems described in [13]. The most important of them:

- determining the condition of LPS conductors, such as current collectors, at a height near current carrying parts at power plants and substations (often in this case the only way to check is the use of photographic equipment, preferably with a long-focus lens);
- laborious work on finding grounding conductors in the soil and ways of lightning current spreading;
- practical complexity of identification of vertical electrodes and impossibility to determine their length and cross-section.

In addition, in [14] there is no concept of pulses resistance [15], in contrast to [1], so for it 4 the international method of determining the impedance using the appropriate devices considered, for example, in [16] should be used.

The results of measuring the geometric configuration of objects and their LPS are plotted on the diagram in electronic form. Data on deviations from the requirements of the Standard, changes and deformations of the LPS and any changes in the object must be recorded both in text form and with the help of photo and video equipment. The results of the experimental stage are recorded in the reporting documentation.

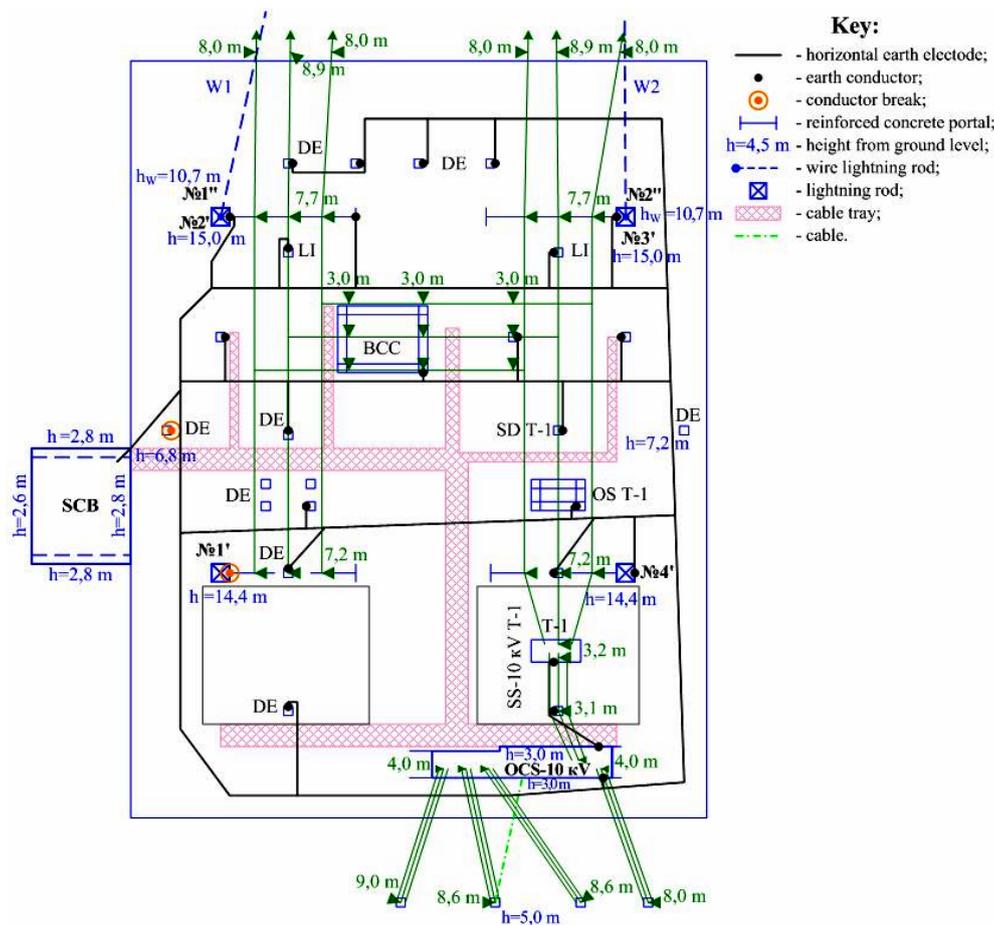


Fig. 1. Plan of the object and its LPS

2. Calculation stage. The calculation stage begins with determining the level of LPS, which is performed based on the calculation of the risk of lightning strikes to the object and the characteristics of the object. This is usually based on information provided by the operating organization and/or template calculations set out in some national annexes to IEC 62305 (e.g. in Germany).

Then, with the help of a special computer code, the calculation of the PZ of the LR is performed and the report is obtained in 2D and 3D form. To do this, first calculate the calculation scheme of the LPS is prepared, which includes the protected object. The scheme should take into account for the current time the following:

- LPS level (sphere radius is 20 m, 30 m, 45 m or 60 m for LPS of classes I, II, III or IV, respectively);
- location of the LR on the scheme (coordinates and height of each LR);
- location of buildings and structures of the protected object (coordinates and height).

To perform calculations, the method of determining the PZ of the LR using the rolling sphere method for one or 2-3 rod LR of the same height [17] or computer codes to build the PZ of the LR of arbitrary heights and locations (e.g., Pentair, ERICO, Entegra, Primtech) can be used.

Experts of NTU «KhPI», using the mathematical apparatus given in [18], developed a computer system «LiGro», which is intended to calculate and design grounding and lightning protection systems. Regarding the calculation of the LPS the system consists of three logical parts:

- graphic editor, which allows to place on the scheme as many large numbers as you like of buildings, structures

and LR of any shape on a real scale using a graphical interface (location and size);

- 2D report, with which it is possible to analyze the results of the calculation of the PZ of the LR on the plane;
- 3D report for the analysis of the results of the calculation of the PZ of the LR in space.

Figure 2,*a* shows the object and its LPS in 3D, and in Fig. 2,*b* presents the result of the calculation of the PZ of the external LPS of the substation with the system «LiGro» in 3D in accordance with [1] and marks places that are outside the protection zone: 10 kV busbars (1); part of the fence (2); KRUZ-10 kV (3) and busbar 35 kV (4). Therefore, to protect the object from direct lightning strikes, it is necessary to develop recommendations (install additional LR of the required height).

3. Stage of analysis and development of recommendations. The calculation scheme does not change if it is recommended to use only a protective grid made in accordance with the requirements of the regulatory document [1] to protect the object (or part of it).

If the object is not protected from direct lightning strikes, i.e. it or its parts are outside the PZ of the LR system, then the recommended LR needed to protect the entire object should be added to the calculation scheme. The location, height and design of the recommended LR should be chosen taking into account the economic feasibility and technical feasibility. Therefore, the development of recommendations for the installation of additional LR is iterative in nature, aimed at finding optimal solutions: the installation, if possible, of typical LR with the minimum required number and height. After

that it is necessary to check that all constructions are inside the PZ of the LR system, and also to analyze the constructive implementation of the LPS. If necessary, provide recommendations for bringing the constructive implementation of the LPS to the requirements of

regulatory documents with the subsequent registration of all stages of work in the form of reporting documentation.

Thus, the assessment of the current state of the LPS of the existing energy facility can be represented as an algorithm (Fig. 3).

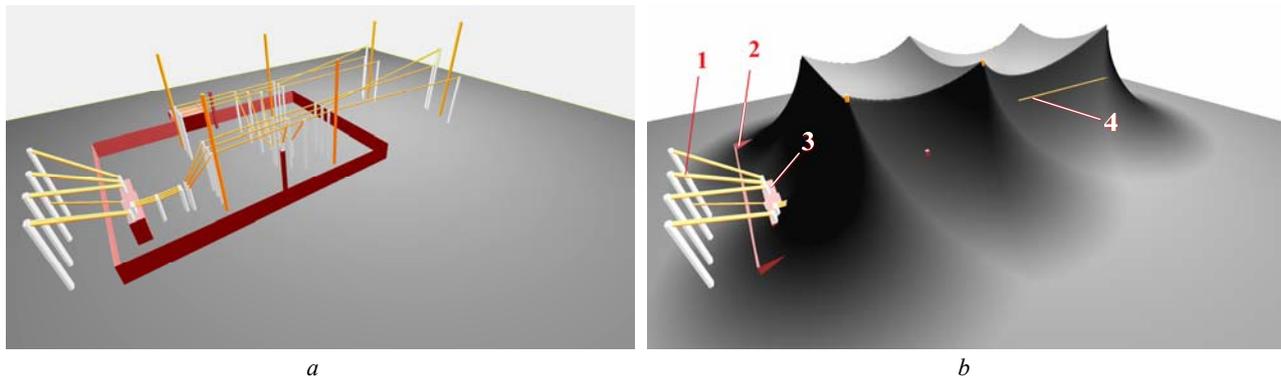


Fig. 2. Report in 3D

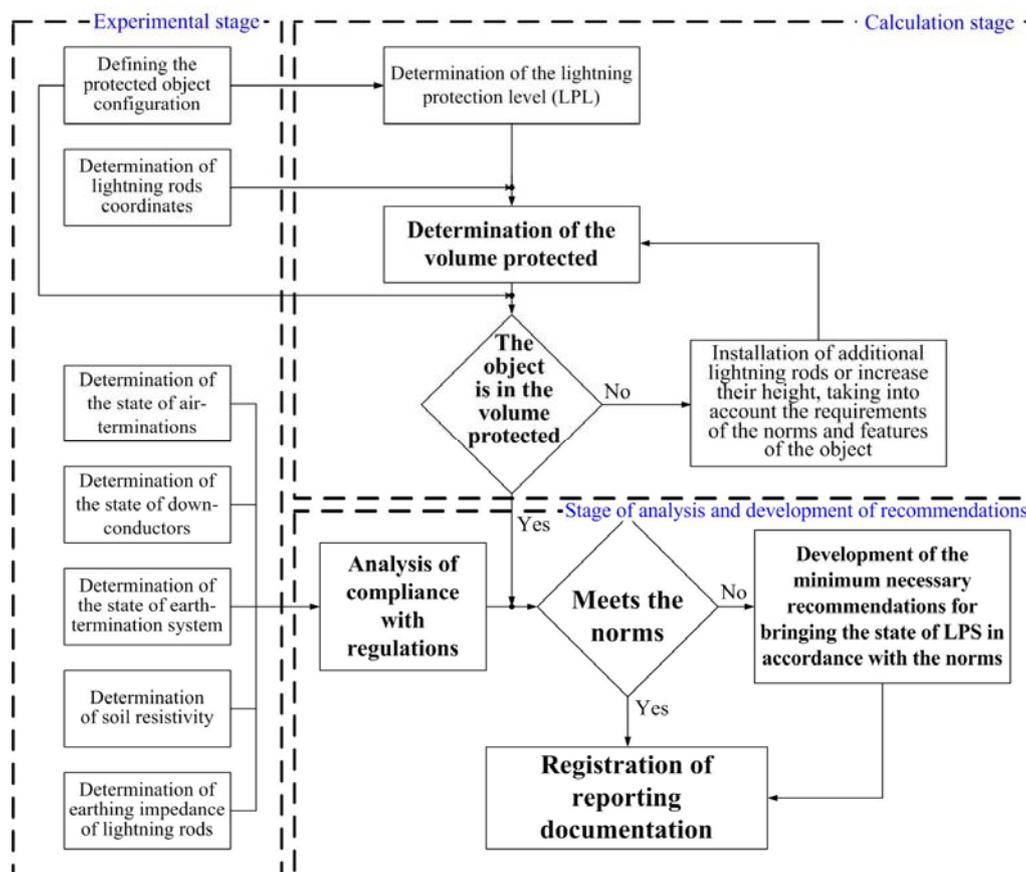


Fig. 3. Algorithm for estimating the current state of the LPS

The developed algorithm was successfully used at more than 200 power plants and substations of voltage classes of 35-750 kV. According to the results of the analysis of the current state of the LPS, standard remarks were formed to:

- security of objects (buildings and structures or their parts are outside the PZ of the LR; antennas and other communication devices that are sensitive to lightning surges, which are installed on lightning rods and buildings/structures that are not protected from direct lightning);
- lightning rods (the cross section is smaller 50 mm^2 ; no galvanic connection to the current drain; corrosion damage; deformation of the structure);

- current drains (no artificial current drains; the cross-section is less than 50 mm^2 ; the natural current drain has no galvanic connection with the lightning rod and grounding device; corrosion damage);
- grounding device (resistance exceeds the regulated value; design and/or cross-section does not meet the requirements of regulatory documents);
- installation of lightning rods (performed in violation of the requirements of regulatory documents – the distance to the current carrying parts, grounded structures and grounding device of the substation is less than regulated one);
- electrical wiring (cables are laid in violation of regulatory requirements; cables from lighting equipment

installed on the LR go to buildings/structures, which can lead to high potential during lightning strikes in the LR; cables that go from buildings/structures to the territory of the protected object, are outside the PZ of the LR, which can lead to the entry of high potential into the building/structure during a lightning strike in these cables outside the territory of the protected object).

In order to eliminate remarks and bring the state of the LPS in accordance with the requirements of regulatory documents, the recommendations based on the results of the analysis of the state of the LPS of energy facilities may include the following items:

1. Installation of additional rod lightning rods or LRs of the required height:
 - located separately;
 - on portal constructions;
 - on a building or structure.
2. Laying current leads from lightning rods to grounding conductors.
3. Ensuring galvanic connection of the cable lightning rod with the cable stand.
4. Laying additional horizontal grounding conductors in the recommended LRs to ensure the spread of lightning current by the grounding conductor in accordance with the requirements of regulatory documents.
5. Connection to the common GD of the substation of portal structures with rod and cable LRs, searchlight masts and lighting towers.
6. Connection to the common GD, if necessary, of the LR with a separate grounding conductor.
7. Installation of vertical electrodes in accordance with the requirements of regulatory documents.
8. To protect the buildings at the substation from direct lightning strikes – laying a protective net around the perimeter of the roof (as close as possible to its edge). To prevent thermal destruction of the roof waterproofing coating (roofing felt), it is recommended to secure the protective net conductors with roof holders (stands) made of heat-resistant material (e.g. concrete, clay, etc.).
9. Execution of electrical wiring to lighting equipment installed on floodlight masts in accordance with the requirements [14].
10. Replacement of corroded LPS components.

Then the results of all stages are systematized with registration in the form of documentation for external LPS (protocol, passport, report, etc.).

The documentation (in any form) must contain an explanatory note and graphic material.

Conclusions.

1. The paper describes for the first time the stages of analysis of the current state of the LPS of operating energy facilities of Ukraine and its components, an evaluation algorithm is developed, and methods for performing each of the stages are proposed.

2. The standard remarks to the LPS of the objects which are in operation are analyzed and systematized.

3. Possible measures are provided to eliminate the shortcomings identified in the process of analysis of the state of the LPS.

REFERENCES

1. *State standard of Ukraine EN 62305:2012 Protection against lightning*. (IEC 62305: 2011, IDT). Kyiv, State Standard of Ukraine, 2012. 419 p. (Ukr).

2. *Guidelines for installation of lightning protection systems for buildings and structures (RD 34.21.122-87)*. Moscow, Energoatomizdat Publ., 1989. 56 p. (Rus).

3. *DSTU B V.2.5-38:2008 Lightning protection device for buildings and structures (IEC 62305:2006 NEC)*. Kyiv, Minrekhionbud Ukraine Publ., 2008. 63 p. (Ukr).

4. Lyutarevich A.G., Basmanovskiy M.A., Sershanskiy V.P., Zhilenko E.P. Investigation of lightning protection of open switchgears of power stations and substations. *Omsk Scientific Bulletin*, 2018, no. 162, pp. 61-66. doi: **10.25206/1813-8225-2018-162-61-66**.

5. Dyakov A.F., Kuzhekin I.P., Maksimov B.K., Temnikov A.G. *Electromagnetic compatibility and lightning protection in the power*. Moscow, MEI Publishing House, 2009. 455 p. (Rus).

6. Rizk F.A.M. Modeling of substation shielding against direct lightning strikes. *IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility*, 2010, vol. 52, no. 3, pp. 664-675. doi: **10.1109/TEMC.2010.2046903**.

7. Kazanskiy S.V., Maltsev V.V. 3D-modeling of lightning Protection systems of electrical network. *Power engineering: economics, technique, ecology*, 2014, no. 4 (38), pp. 78-83. (Ukr).

8. *Analysis of modern foreign and domestic experience in the installation of lightning protection systems of the electrical objects*. Kyiv, National Power Company «Ukrenergo», 2012. 75 p. (Ukr).

9. Kern R. *Wissenschaftliche Instrumente in ihrer Zeit/Band 4: Perfektion von Optik und Mechanik*. Cologne, 2010, pp. 349-360. (Ger).

10. *IEEE Std 81-2012 Guide for Measuring Earth Resistivity, Ground Impedance, and Earth Surface Potentials of a Grounding System*. New York, IEEE, 2012. 86 p. doi: **10.1109/ieeestd.2012.6392181**.

11. 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**.

12. National Standard of Ukraine SOU 31.2-21677681-19:2009. Test and control devices, electrical grounding. Standard instruction. Kyiv, Minenergovugillya Ukrayiny Publ., 2010. 54 p. (Ukr).

13. Koliushko G.M., Koliushko D.G., Rudenko S.S. On the problem of increasing computation accuracy for rated parameters of active electrical installation ground grids. *Electrical engineering & electromechanics*, 2014, no. 4, pp. 65-70. (Rus). doi: **10.20998/2074-272X.2014.4.13**.

14. *Electrical installation regulations*. Kharkiv, Fort Publ., 2017. 760 p. (Ukr).

15. Grcev L., Markovski B. Impulse impedance and effective area of grounding grids. *IEEE Transactions on Power Delivery*, 2020, pp. 1-10. doi: **10.1109/tpwr.2020.3003427**.

16. Koliushko D.G., Rudenko S.S., Plichko A.V., Shcherbinin V.I. Modernization of the complex type IK-IU for measuring the impedance of the grounding device of a lightning arrester and supports of transmission lines. *Electrical engineering & electromechanics*, 2019, no.3, pp. 55-58. doi: **10.20998/2074-272X.2019.3.09**.

17. Petcharaks N. Lightning protection zone in substation using mast. *KKU engineering journal*, 2013, vol. 40, no. 1, pp. 11-20. doi: **10.5481/kkuenj.2013.40.1.2**.

18. Koliushko D.G., Istomin O.Y., Rudenko S.S., Kiprych S.V. Mathematical model of the protection zone during an arbitrary configuration of the air-termination rods location. *Technical Electrodynamics*, 2020, no. 1, pp. 3-9. (Ukr). doi: **10.15407/techned2020.01.003**.

Received 01.08.2020

D.G. Koliushko¹, Candidate of Technical Science, Senior Research Scientist,

S.S. Rudenko¹, Candidate of Technical Science, Senior Research Scientist,

S.V. Kiprych¹,

¹National Technical University «Kharkiv Polytechnic Institute», 2, Kyrpychova Str., Kharkiv, Ukraine, 61002, e-mail: nio5_molniya@ukr.net

РАЙНИН ВАЛЕРИЙ ЕФИМОВИЧ

(к 80-летию со дня рождения)

Валерий Ефимович Райнин родился 20 сентября 1940 года в г. Москве. Большая часть его профессиональной биографии связана с Украиной и Харьковом, где он жил, учился и работал с 1956 по 1996 г. По окончании средней школы с серебряной медалью он поступил в Харьковский политехнический институт, электромашиностроительный факультет которого с отличием окончил в 1962 г. В том же году по распределению был направлен во Всесоюзный научно-исследовательский институт низковольтного электроаппаратостроения Минэлектротехпрома СССР (ВНИИ-электроаппарат, г. Харьков), где проработал почти тридцать лет, пройдя путь от инженера до заведующего отделом, кандидата технических наук. В этот очень важный период своей деятельности Валерий Ефимович внес заметный вклад в создание нового направления развития аппаратов защиты, основанного на применении электронной техники. При его активном участии разработано и внедрено в массовое производство на Харьковском электромеханическом заводе и других крупных предприятиях электропромышленности СССР большинство отечественных серий автоматических выключателей низкого напряжения с электронными расцепителями. Среди этих аппаратов – наиболее известная серия АЗ700, обеспечившая впервые в СССР качественно новый уровень защиты электроустановок общепромышленного и специального назначения. Эти разработки были выполнены на уровне изобретений и отмечены медалями всесоюзных и международных выставок.

Еще в студенческие годы Валерий Ефимович проявил склонность к научным исследованиям и в 1974 г. по окончании заочной аспирантуры при Новочеркасском политехническом институте защитил на базе своих разработок кандидатскую диссертацию. С этого момента Валерий Ефимович начинает совмещать работу по созданию новой техники с педагогической деятельностью. А 1991 г. он избирается на должность доцента кафедры «Электротехника» Харьковской государственной академии городского хозяйства. В эти годы его научные интересы распространились на проблемы повышения точности и автоматизации учета электрической энергии. В результате под его руководством и при его непосредственном участии впервые в Украине были разработаны и внедрены в серийное производство электронные счетчики на заводах «Коммунар» (г. Харьков) и «Проминь» (г. Желтые воды). В 1996 г. Валерия Ефимовича пригласили возглавить наукоемкие работы по освоению электронных счетчиков на конверсионном предприятии – Мытищинском ордена Отечественной войны первой степени электротехническом заводе, и он переезжает в Москву. Став впоследствии главным



инженером этого завода, он организовал разработку и производство более 20 наименований электронных счетчиков различного назначения. Одновременно преподает уже в российских вузах (РГУС и МЭИ).

Работая в промышленности, Валерий Ефимович продолжает исследования в области теории и практики трансформаторов тока для измерительных и силовых преобразователей и занимается вопросами применения других датчиков параметров электрической энергии и поиском новых критериев аварийных режимов для повышения качества защиты электроустановок. В результате в 1999 г. защищает в Московском энергетическом институте (Технический университет – ТУ) докторскую диссертацию на тему «Статические устройства защиты для низковольтных автоматических выключателей».

Начиная с 2002 г. по 2017 Валерий Ефимович работает в МЭИ профессором кафедры «Электрические и электронные аппараты». Читает общие и специальные курсы, руководит дипломными работами бакалавров и магистров. Им подготовлено несколько кандидатов наук.

Проф. Райнин В.Е. является автором (соавтором) более 170 публикаций, в том числе двух монографий, трех учебников для вузов и 92 авторских свидетельств и патентов на изобретения. За участие в написании учебника «Электрические и электронные аппараты» Валерий Ефимович стал Лауреатом премии правительства Российской Федерации в области науки и техники». Он является действительным членом Академии электротехнических наук РФ. Проф. Райнин В.Е. входил в состав двух специализированных советов по присуждению ученой степени доктора наук в МЭИ (ТУ) и РГСУ. Он многолетний член редколлегии российского журнала «Электротехника», а с 2012 г. является членом редколлегии нашего журнала.

Круг интересов юбиляра не ограничивается его профессиональной деятельностью. Он неутомимый горнолыжник, баядарочник и просто путешественник. Не говоря уже про Россию, побывал практически во всех европейских странах, Китае, США и Канаде. Не забывает и Украину, восточную часть которой он в свое время объездил на автомобиле.

Нельзя не сказать и о личных качествах Валерия Ефимовича – это интеллигентный, дружелюбный, много знающий, располагающий к общению человек.

Многочисленные друзья по обе стороны российско-украинской границы, коллеги и ученики желают Валерию Ефимовичу крепкого здоровья, семейного счастья, дальнейших успехов в научной и педагогической деятельности.

Редакционная коллегия журнала «Электротехника і електромеханіка» присоединяется к этим пожеланиям.

НАЦІОНАЛЬНОМУ ТЕХНІЧНОМУ УНІВЕРСИТЕТУ «ХАРКІВСЬКИЙ ПОЛІТЕХНІЧНИЙ ІНСТИТУТ» – 135 РОКІВ



Є. І. Сокол,
ректор НТУ «ХПІ»

Національний технічний університет «Харківський політехнічний інститут» – один із найпотужніших і найавторитетніших закладів вищої освіти в Україні. Упродовж своєї 135-річної історії університет відчутно впливав на розвиток світової науки і техніки, готував фахівців високого рівня, а сьогодні робить визначний внесок у розбудову сучасної вищої технічної освіти.

Із Харківським політехом пов'язані імена лауреата Нобелівської премії Л. Д. Ландау, всесвітньо відомих вчених-академіків М. М. Бекетова, П. П. Буднікова, Є. М. Лівшиця, О. М. Ляпунова, С. П. Тимошенка, М. Д. Пильчикова, В. А. Стеклова, Є. І. Орлова, Г. Ф. Проскури, І. І. Стрелкова, В. М. Хрушова, С. С. Уразовського, А. П. Філіппова, В. І. Атрощенко, А. С. Бережного, А. М. Підгорного, а також відомого фахівця в галузі механіки й організації технічної освіти, першого директора Харківського технологічного інституту, а пізніше Київського технологічного інституту, професора В. Л. Кирпичова.



Перший ректор НТУ «ХПІ»
професор В. Л. Кирпичов

Саме в нашому університеті зароджувалася українська технічна наука у галузях механіки, теорії міцності, теоретичної та прикладної фізики, прикладної хімії, авіації, ядерної фізики та кріотехніки, електро- та теплоенергетики, трактор-, танко-, двигуно- та тепловозобудування тощо. Випускник Харківського технологічного інституту 1908 р. видатний винахідник і спеціаліст авіаційної промисловості Георгій Ботезат – творець першого (1922) американського вертольота.

10 жовтня 1932 р. ученими Українського фізико-технічного інституту, що одночасно були професорами Політеху, Кирилом Синельниковим, Олександром Лейпунським, Антоном Вальтером та Георгієм Латишевим здійснений унікальний експеримент з розщеплення ядра літію. Здобутки харківських політехників покладено в основу найкращого в Другій світовій війні танка Т-34 та пізніших його модифікацій (до речі, славетний конструктор Олександр Морозов 1952 р. ініціював відкриття саме у ХПІ спеціальності «Колісні та гусеничні машини», а з 1972 р. фахівців цього напрямку готує однойменна кафедра).

Наші вчені і випускники безпосередньо причетні до створення магістральних тепловозів із показниками світового рівня, найпотужніших турбоагрегатів Дніпрогесу й атомних електростанцій України та країн зарубіжжя, тракторного парку, систем управління ракетно-космічної техніки, вирішення проблем обороноздатності держави та до інших важливих справ, які сприяли економічному розвитку і технічному прогресу суспільства. Засновник всесвітньо відомого КБ «Прогрес» – вихованець ХПІ, генеральний конструктор авіадвигунів академік А. Г. Івченко. Серед видатних конструкторів – випускників університету – також Ж. Я. Котін, М. Ф. Балжи, І. Я. Трашутін, В. П. Кошарновський, П. Ю. Саблев (танкобудування), М. Й. Гуревич (літаки МІГ), Ю. Ф. Косяк, З. М. Гамзе (турбіни), І. К. Кваша (підводні човни). Гордість Політеху – В. В. Данилевський, О. М. Душкін, Н. Б. Зубарев, Г. В. Карпенко,

К. С. Кочанов, А. М. Кригер, Г. Є. Лозино-Лозинський, М. О. Сулимовський, В. С. Тулін та ін.

Завдяки потужному науково-освітньому потенціалу Харківського політехнічного створено мережу закладів вищої технічної освіти не лише у Харкові, а й в інших містах України. Університет став фундатором семи тепер самостійних ЗВО і сьогодні є одним із провідних науково-навчальних комплексів системи вищої освіти України. За даними світового рейтингу QS World University Rankings 2020 НТУ «ХПІ» став найкращим технічним вишем України.

Нині технічною елітою держави є вихованці університету, Герої України В. М. Лук'яненко, О. А. Жданов, А. О. Коваленко, заслужені машинобудівники України, заслужені працівники промисловості України, заслужені діячі науки і техніки, лауреати Державної премії України Ю. М. Бусяк, Л. К. -А. Магерамов, В. М. Золотарьов, В. В. Казаков, Є. Т. Ковальов, Ю. М. Мацевитий, В. Ю. Розов, В. В. Кузьмін, В. І. Молчанов, О. Ю. Путнокі, Є. Я. Хруслов, В. Ф. Клімов та багато інших. Серед знаних випускників НТУ «ХПІ» і відомі українські політики – В. Б. Гриньов та А. Б. Аваков.

В університеті плідно працюють відомі в Україні та за кордоном 40 наукових шкіл із фізики металів та напівпровідників, електричного приводу, азотного синтезу, тепломасообміну та енергозбереження, керамічних та композиційних матеріалів, промислової та медичної електроніки, інформаційних технологій, систем управління, технології жирів, із проблем органічних палив, турбінобудування, танкобудування, високоєфективних технологій металообробки, технічної електрохімії, двигунів внутрішнього згоряння, механіки, фізики високих напруг, досліджень іоносфери Землі тощо.



Головний корпус університету

Науковий потенціал НТУ «ХПІ» сьогодні визначають також науково-дослідні інститути «Молнія» та «Іоносфера». Їхні унікальні експериментальні бази та науково-дослідний комплекс кафедри турбінобудування отримали статус Національного надбання України. Університет є багатопрофільним науковим закладом. Один із стратегічних напрямів діяльності НТУ «ХПІ» – науково-технічна співпраця з більш ніж 20 установами НАН України. Наукові дослідження і розробки виконуються на замовлення понад 100 важливих для економіки України підприємств. Це ДП «Завод імені В. О. Малишева», ДП «Антонов», ЗМКБ «Прогрес» імені О. Г. Івченка, ДП ХМЗ «ФЕД», ВАТ «Турбоатом», ПАТ «Харківський тракторний завод», ДП «Харківське конструкторське бюро з двигунобудування» та ДП «Харківське конструкторське бюро

з машинобудування імені О. О. Морозова», ВАТ «Сумське машинобудівне НВО». Серед наших партнерів – підприємства «Гідросила ГРУП», «Ельворті ГРУП» та «Металіт», співвласником і головою наглядових рад яких є відомий український підприємець П. Л. Штутман. За часи незалежності України вчені університету виконували замовлення закордонних фірм із різних країн світу, зокрема «General electric» та «Boeing» (США), «Boilentechnik» (Швейцарія), «Nuovo Pignone» (Італія), «Samsung Aerospace» (Корея), «Siemens» (Німеччина), «Bhopal» (Індія) тощо.

Як і в попередні роки, так і в наш непростий час науковці університету роблять вагомий внесок у зміцнення обороноздатності України. НТУ «ХПІ» – єдиний із ЗВО країни член консорціуму «Бронетехніка», оскільки готує фахівців із танкобудування, експлуатації бронемашин та військових спеціалістів у цій галузі. Значна частина вчених бере участь у дослідженнях і розробці аерокосмічної та авіаційної техніки.

Університет веде активну міжнародну діяльність в академічній, науковій, економічній та культурній сферах, продовжує зміцнювати та поширювати зв'язки з зарубіжними партнерами, дає освіту чималій кількості іноземних студентів. Сьогодні НТУ «ХПІ» співпрацює з 93 ЗВО та фірмами з 31 країни світу, зокрема з багатьма провідними ЗВО Німеччини, США, Великої Британії, Франції, Китаю, Індії тощо. У закладі виконуються проекти в рамках Європейських програм INTAS, TEMPUS/ TACIS, INCOCOPERNICUS та ЮНЕСКО. Отримано колективні та індивідуальні гранти Фонду Сороса, Інформаційного агентства США, Німецького академічного Товариства DAAD, земельні гранти Німеччини та ін. Свої наукові досягнення НТУ «ХПІ» постійно демонструє на виставках в Україні, Німеччині, Італії, Китаї тощо. Неодноразово отримував золоті медалі, дипломи та інші відзнаки цих виставок.

Спільною Постановою МОН і НАН України на базі університету створено Північно-Східний регіональний центр науково-комп'ютерної мережі України (URAN), який забезпечує доступ до ресурсів паневропейської науково-освітньої мережі GEANT2. Він забезпечує плідну діяльність потужної інформаційної системи університету, до складу якої входить найбільший серед ЗВО країни потужний вузол системи «Інтернет», на його базі створено міську науково-освітню об'єднуючу мережу 20 установ освіти та науки Харкова.

Сучасним обладнанням оснащена нова наукова бібліотека НТУ «ХПІ». Високий рівень кваліфікації співробітників забезпечив їй перше місце зі впровадження новітніх інформаційних технологій серед бібліотек вищих навчальних закладів України. Велика роль науково-технічної бібліотеки, як і музею історії Політеху, у дослідженні славного минулого нашого закладу, долі його вчених і випускників. Сайт НТБ містить фактично енциклопедію Політеху, безцінну для істориків науки і освіти.



Нова наукова бібліотека університету

НТУ «ХПІ» володіє сучасним спортивним комплексом із легкоатлетичним манежем, 14 спортивними залами, дво-

ма плавальними басейнами, стадіоном, чотирма баскетбольними майданчиками та іншими спортивними спорудами, що створює широкі можливості для занять студентів спортом. Харківські політехніки постійно отримують найвищі нагороди на міжнародних чемпіонатах і олімпіадах.

Ще у XIX ст. – на початку XX-го ХТІ дав світу цілу плеяду відомих архітекторів, письменників, художників, артистів, музик (чого варті оперний співак, народний артист СРСР Марк Рейзен та Гнат Хоткевич – письменник, композитор, музика, актор, режисер, просвітник). В художній самодіяльності ХПІ повоєнного часу починали свій шлях фахівці зі спецефектів, лауреат премії «Оскар» Євген Мамут, класик дитячої літератури Вадим Левін, кінодраматург Аркадій Інін, режисери Валерій Харченко, Гарій Черняхівський, Володимир Фокін та інші визначні діячі мистецтва. Сьогодні ця традиція продовжується, і потужним осередком культури та художньої творчості політехніків є Палац студентів. Відкритий 1963 р., він був першим Палацом студентів у Харкові і дав старт багатьом креативним особистостям. 18 його колективів, 8 із яких мають статус «народний», широко відомі в Харкові та поза його межами. Діяльність Палацу – могутній засіб виховної роботи в університеті, як і діяльність Етнографічного музею імені Г. Хоткевича – єдиного у світі музею такого типу у технічних ЗВО. У перспективі на найближчі роки університет має великі плани. Вони пов'язані з соціальним партнерством, за умов якого всі рівні освіти дотримуються спільних наскрізних освітніх програм; освітні програми створюються з урахуванням вимог професійних стандартів, розроблених представниками галузі; колективи навчальних закладів та підприємств взаємодіють на основі принципів корпоративності.



Спортивний комплекс та Палац студентів НТУ «ХПІ»

Університет плідно працює в складі кластерів «Бронетехніка» й «Мехатроніка». Впроваджена 2018 р. реструктуризація організації навчального процесу в НТУ «ХПІ» на основі кластерного підходу надає закладу нового імпульсу для підготовки висококваліфікованих кадрів та прискорення зміцнення вітчизняної економіки. Створені навчально-наукові інститути: енергетики, електроніки та електромеханіки; механічної інженерії і транспорту; економіки, менеджменту та міжнародних відносин; хімічних технологій та інженерії; інженерно-фізичний; військовий інститут танкових військ НТУ «ХПІ» та факультети: комп'ютерних наук і програмної інженерії, комп'ютерних та інформаційних технологій, соціально-гуманітарних технологій, міжнародної освіти. Це солідна база для отримання студентами дійсно універсальних знань з 47 спеціальностей.

Спадкоємність усіх поколінь студентів і викладачів, розвиток найкращих традицій, любов до рідного Політеху, плекання принципів гуманізму, взаємоповаги, демократизму, довіри, інтелектуалізму, креативності залишаються константами нашого духовного буття.

У рік святкування 135-річчя колектив політехівців сповнений сил і наснаги, спрямований на подальше зростання Національного технічного університету «Харківський політехнічний інститут» як потужного центру освіти і науки.

З повагою,
С. І. Сокол,

ректор НТУ «ХПІ»,

головний редактор журналу «Електротехніка і електромеханіка»

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