ISSN 1727-9895 ISSN 2786-7064 (online)

Праці Інституту електродинаміки Національної академії наук України

Збірник наукових праць

Випуск 64

> Київ 2023



Відділення фізико-технічних проблем енергетики Національної академії наук України Інститут електродинаміки

ПРАЦІ

Інституту електродинаміки Національної академії наук України

Збірник наукових праць

Виходить тричі на рік

Засновано у 1999 році

Випуск 64

Київ 2023

ПРАЦІ ІНСТИТУТУ ЕЛЕКТРОДИНАМІКИ НАН УКРАЇНИ

Редакційна колегія*:

Editorial board*:

Шаповал І.А.	головний редактор, докт. техн. наук	I.A. Shapoval	Editor-In-Chief, Doctor of engineering sciences
Кириленко О.В.	академік НАН України	O.V. Kyrylenko	Academician of the NAS of Ukraine
Стогній Б.С.	академік НАН України	B.S. Stognii	Academician of the NAS of Ukraine
Шидловський А.К.	академік НАН України	A.K. Shydlovskyi	Academician of the NAS of Ukraine
Жаркін А.Ф.	академік НАН України	A.F. Zharkin	Corresponding Member of the NAS of Ukraine
Кондратенко І.П.	член-кор. НАН України	I.P. Kondratenko	Corresponding Member of the NAS of Ukraine
Кузнецов В.Г.	член-кор. НАН України	V.G. Kuznetsov	Corresponding Member of the NAS of Ukraine
Михальський В.М.	член-кор. НАН України	V.M. Myhalskyi	Corresponding Member of the NAS of Ukraine
Шидловська Н.А.	член-кор. НАН України	N.A. Shydlovska	Corresponding Member of the NAS of Ukraine
Щерба А.А.	член-кор. НАН України	A.A. Shcherba	Corresponding Member of the NAS of Ukraine
Буткевич О.Ф.	докт. техн. наук	O.F. Butkevych	Doctor of engineering sciences
Васецький Ю.М.	докт. техн. наук	Yu.M. Vasetskyi	Doctor of engineering sciences
Кенсицький О.Г.	докт. техн. наук	O.G. Kensytskyi	Doctor of engineering sciences
Липківський К.О.	докт. техн. наук	K.O. Lypkivskyi	Doctor of engineering sciences
Мислович М.В.	докт. техн. наук	M.V. Myslovych	Doctor of engineering sciences
Мельник В.Г.	докт. техн. наук	V.G. Melnyk	Doctor of engineering sciences
Пєтухов І.С.	докт. техн. наук	I.C. Petuhov	Doctor of engineering sciences

*Члени редакційної колегії працюють у Інституті електродинаміки НАН України, Київ Editorial board members work in the Institute of electrodynamics of the NAS of Ukraine, Kviv

International editorial board:

V.Yu. Rozov, Corresponding member of the NAS of Ukraine, the Science and Technology Center of Magnetism of Technical Objects, Kharkiv

V.S. Maliar, Doctor of engineering sciences, Lviv Polytechnic National University, Lviv V.V. Rymsha, Doctor of engineering sciences, National Polytechnic University, Odesa Bendahmane Boukhalfa, Doctor of Engineering Sciencies, University of Béjaïa, Algeria M. Pavlik, Member of NAS Ukraine, Technical University of Lodz, Poland Yu.R. Plotkin, Doctor of Engineering Sciences, Berlin School of Economics and Law

Збірник включений до Переліку наукових фахових видань України (категорія «Б») наказом МОН № 975 від 11.07.2019. та представлений у таких системах реферування:

- загальнодержавному депозитарії «Наукова періодика України»;
- загальнодержавній базі даних «Україніка наукова» (реферативний журнал «Джерело»);
- науковій електронній бібліотеці періодичних видань НАН України (NA SPLIB) (http://www.dspace.nbuv.gov.ua);
- каталозі журналів відкритого доступу (DOAJ).

У червні 2021 р. збірник «Праці Інституту електродинаміки Національної академії наук України» включений у довідник періодичних видань бази даних Ulrich's Periodical Directory (New Jersey, USA). У збірнику здійснюються експертне рецензування та наукове редагування статей.

> Друкується за постановою Вченої ради Інституту електродинаміки Національної академії наук України. Протокол № 5 від 26 квітня 2023 року

Зареєстровано 07.02.2002. Свідоцтво: серія КВ, № 5843. Засновник та видавець: Інститут електродинаміки НАН України Україна, 03057, м. Київ, пр. Перемоги, 56

Адреса редакції:

03057, м. Київ, пр. Перемоги, 56, Інститут електродинаміки НАН України. **Тел.** (044) 366-26-56 **Е-mail:** mlyv@ied.org.ua; **Адреса сайту:** <u>http://prc.ied.org.ua</u>

ISSN 1727-9895 ISSN 2786-7064 (online)

Відділення фізико-технічних проблем енергетики Національної академії наук України Інститут електродинаміки

Праці

Інституту електродинаміки Національної академії наук України

Випуск 64

2023 p.

DOI: https://doi.org/10.15407/publishing2023.64

3MICT

ЕЛЕКТРОМЕХАНІЧНЕ ПЕРЕТВОРЕННЯ ЕНЕРГІЇ

Кондратенко І.П., Крищук Р.С., Карлов О.М. Методика розрахунку енергетичних характеристик перетворювача енергії морських ЕЛЕКТРОЕНЕРГЕТИЧНІ СИСТЕМИ ТА РИНКИ ЕЛЕКТРОЕНЕРГІЇ Парус Є.В., Блінов І.В., Олефір Д.О. Сичова В.В. Короткострокове прогнозування небалансів електричної енергії в ОЕС України Voloshko A.V., Dzheria T.E. ЕЛЕКТРИЧНІ МАШИНИ ТА АПАРАТИ Павлов В.Б., Подольцев О.Д., Западинчук О.П., Павленко В.Є. Akinin K.P., Kireyev V.G. ТЕОРЕТИЧНА ЕЛЕКТРОТЕХНІКА ТА ЕЛЕКТРОФІЗИКА Кучерява І.М. ТЕХНОЛОГІЧНЕ ЕЛЕКТРООБЛАДНАННЯ Гориславець Ю.М., Глухенький О.І., Залозний В.І. Моделювання електромагнітних процесів в індукційних канальних печах з урахуванням ЕЛЕКТРОТЕХНІЧНІ КОМПЛЕКСИ ТА СИСТЕМИ Басова А.В., Іванков В.Ф. Аналітичний розрахунок заступними схемами магнітних потоків та втрат у магнітних ВИМІРЮВАННЯ ТА ДІАГНОСТИКА В ЕЛЕКТРОЕНЕРГЕТИЦІ Левицький А.С., Зайцев Є.О., Сорокіна Н.Л. Розрахунок блоку тарілчастих пружин у силовому акумуляторі стабілізації тиску

DOI: https://doi.org/10.15407/publishing2023.64

CONTENTS

ELECTROMECHANICAL ENERGY CONVERSION Kondratenko I.P., Kryshchuk R.S., Karlov O.M.

Method for calculating energy characteristics of sea wave energy converter during wave oscillation period.	5
ELECTRIC POWER SYSTEMS AND ELECTRICITY MARKETS	
<i>Parus E.V., Blinov I.V., Olefir D.O.</i> Daily optimization of a working schedule of the hydropower plant on the "day ahead" market	16
<i>Sychova V.V.</i> Comparison of the results of short-term forecasting of electricity imbalances of the IPS of Ukraine using autoregressive models and artificial neural networks	25
<i>Voloshko A.V., Dzheria T.E.</i> Generalized identifier of the presence of distortions in the quality of electricity	31
ELECTRICAL MACHINES AND APPARATUS <i>Pavlov V.B., Podoltsev O.D., Zapadynchuk O.P., Pavlenko V.E.</i> Experimental study of thermal characteristics of lithium-ion batteries	36
<i>Akinin K.P., Kireyev V.G.</i> Tuning the angular speed controller of the reactive flywheel of the nanosatellite orientation system	44
THEORETICAL ELECTRICAL ENGINEERING <i>Kucheriava I.M.</i> Factors for reliable operation of modern power cables with solid insulation	53
TECHNOLOGICAL ELECTRICAL EQUIPMENT <i>Goryslavets Yu.M., Gluhenky O.I., Zalozny V.I.</i> Modeling of electromagnetic processes in induction channel furnaces taking into account metal frames	64
ELECTROTECHNICAL COMPLEXES AND SYSTEMS Basova A.V., Ivankov V.F. Analytical calculation of magnetic flows and losses in the magnetic systems of shunting reactors by substitute circuits	70
MEASUREMENTS AND DIAGNOSTICS IN THE ELECTRIC POWER INDUSTRY <i>Levitskyi A.S., Zaitsev Ie.O., Sorokina N.L.</i> Conic springs block calculation for pressure stabilization power accumulator of powerful turbogenerator stator core	81
Відповідальний секретар С.В. Гаврилюк	

Редактор Ю.В. Морозова-Леонова

Включений в Перелік наукових фахових видань України, категорія «Б».

ЕЛЕКТРОМЕХАНІЧНЕ ПЕРЕТВОРЕННЯ ЕНЕРГІЇ

УДК 621.311.25:532.59

DOI: https://doi.org/10.15407/publishing2023.64.005

МЕТОДИКА РОЗРАХУНКУ ЕНЕРГЕТИЧНИХ ХАРАКТЕРИСТИК ПЕРЕТВОРЮВАЧА ЕНЕРГІЇ МОРСЬКИХ ХВИЛЬ ЗА ПЕРІОД КОЛИВАННЯ ХВИЛІ

І.П. Кондратенко^{***}, чл.-кор. НАН України, **Р.С. Крищук**^{**}, канд. техн. наук, **О.М. Карлов**^{***}, канд. техн. наук Інститут електродинаміки НАН України, пр.Перемоги, 56, Київ, 03057, Україна e-mail: *<u>dep7ied@ukr.net</u>, **<u>dygogive@gmail.com</u>, ***<u>lexa.k.ua@gmail.com</u>

Використання ефективних та екологічно чистих методів виробництва електроенергії є одним із головних питань енергетики. Переваги та недоліки електростанцій, що працюють на енергії морських хвиль, відомі й постійно досліджуються. Існує багато підходів і методів розрахунку перетворення енергії морських хвиль в електроенергію, які мають свої переваги та недоліки, призначені для різних конструкцій перетворювачів і використовують різні підходи. У статті пропонується проста схема перетворювача, що перетворює енергію коливань циліндричного буя в електричну енергію. Метою роботи є розроблення простої методики розрахунку енергетичних характеристик перетворювача енергії морських хвиль, який складається з циліндричного буя, шківа та магнітоелектричного генератора, з використанням усереднених енергетичних показників генератора. Для перетворення електроенергії була використана проста схема з одним циліндричним буєм та трифазним генератором. В якості споживача електроенергії використано резистивне навантаження. Функцію коливань морської поверхні представлено у вигляді синусоїди з вищими гармоніками. Складено рівняння балансу сил, що діють на буй, з урахуванням коефіцієнта відношення моменту на роторі генератора до його швидкості. Використано ітераційне обчислення оптимальної швидкості обертання ротора для максимізації потужності споживання електроенергії. Для встановлення опору резисторів використовуються характеристики усталених режимів роботи генератора та усереднена за період морської хвилі оптимальна швидкість ротора. Для встановлення змінних за період морської хвилі енергетичних показників виконується моделювання генератора з оптимальним опором резисторів та заданою змінною за період швидкістю ротора. Досліджуються енергетичні характеристики перетворювача з одним буєм, з амплітудою хвилі 1 метр і періодом 10 секунд. Бібл. 16, рис. 10.

Ключові слова: відновлювана енергетика, морські хвилі, перетворювач енергії хвиль, методика розрахунку, швидкість ротора, енергетичні характеристики.

Вступ. Однією з головних проблем енергетики є ефективне використання екологічно чистих методів виробництва електроенергії. Морські хвилі є екологічно чистим джерелом енергії. Переваги та недоліки електростанцій, які використовують енергію морських хвиль, постійно досліджуються. Кожне нове дослідження сприяє розширенню знань у цій галузі, висвітлюючи проблему з погляду унікальності.

За даними літератури [1, 2], енергоресурс морських хвиль узбережжя Чорного моря становить 200 млрд. кВт год на рік із середньою потужністю 5...7,5 кВт на метр ширини хвилі. Для моделювання електростанцій, що перетворюють енергію хвиль в електроенергію, рекомендується використовувати моделі морських хвиль з амплітудою від 0,5 до 1,75 м і періодом від 4 до 7 с. Такі хвилі для узбережжя Чорного моря мають помірну довжину $\lambda = =16-60$ м і доступні від 2500 до 7000 годин на рік [3].

Дослідження експериментальної моделі [4] показало, що за висоти хвилі 0,5 м, піковий період хвиль 3,2 с дає середню видобуту потужність приблизно в 6,1 кВт від трьох перетворювачів хвильової енергії, в той час як найменша середня потужність досягає 1,4 кВт

ORCID: * <u>https://orcid.org/0000-0003-1914-1383</u>, ** <u>https://orcid.org/0000-0002-1933-0144</u>, *** <u>https://orcid.org/0000-0002-1350-1870</u>



[©] Кондратенко І.П., Крищук Р.С., Карлов О.М., 2023

при піковому періоді 7,5 с. Коли значуща висота хвилі становить 1 м, максимальна потужність 16,1 кВт досягається, якщо період хвилі складає 3,8 с, тоді як потужність 6,4 кВт досягається, якщо період складає 8,2 с. У цій роботі для прикладу досліджується потужність, що забирається одним буєм, з амплітудою хвилі 1 м і періодом 10 с.

У світі розроблено і практично впроваджено велику кількість технологічних схем і методів перетворення кінетичної енергії хвиль в електричну [3–8]. Більшість цих схем включають турбіни, гідронасоси й механічні редуктори для передачі зворотно-поступального руху води на традиційний електрогенератор. Такі пристрої мають дуже складну й дорогу конструкцію, що знижує надійність електростанцій. Наприклад, у роботі [6] представлено гібридний перетворювач енергії океанських хвиль і течій в електричну енергію, що використовує редуктор для одностороннього обертання вала генератора. У роботі [15] коливання буя передається через шестерню на вал генератора.

Розроблено і досліджено різні методики розрахунку перетворення енергії хвиль в електроенергію, наприклад [3, 9]. Очевидно, що для дослідження потужності, яку можна отримати із широкого діапазону параметрів морських хвиль, потрібно виконувати серію розрахунків. Для цього потрібна проста й одночасно достатньо точна методика розрахунку для певної вибраної схеми перетворювача енергії морських хвиль.

Розрахунок перехідних процесів енергетичних показників генератора, який входить до складу перетворювача енергії морських хвиль в електроенергію, потребує певного часу обчислення лише для одного періоду хвилі. Відомо, що розрахунок усереднених (усталених) енергетичних показників генератора, коли задається постійна швидкість обертання ротора, вимагає менше часу. Тому видається цікавим встановити, яким чином можна використати розрахунок усереднених (усталених) енергетичних показників генератора для проектування перетворювача енергії морських хвиль.







Метою роботи € розроблення простої методики розрахунку енергетичних характеристик перетворювача енергії морських хвиль, який складається з циліндричного буя, магнітоелектричного шківа та генератора, використанням 3 усереднених енергетичних показників генератора.

Схема перетворювача. У цій роботі пропонується для дослідження проста схема перетворювача, що здійснює перетворення лінійного коливання буя в обертове коливання ротора генератора (рис. 1). Тут

показано осі: у – висота; t – час; х – відстань. Позначення на рисунку: 1 – буй; 2 - роликові опори; 3 - шків радіусом r_{sh}; 4 трос (або ремінь, ланцюг); 5 – ротор генератора радіусом и; 6 – статор. Буй рухається вгору-вниз уздовж осі ординат і pyxy тягне закріплений піл час на роликових опорах трос для обертання шківа, який жорстко з'єднаний з обертовим валом ротора генератора. Також в [9] показана альтернативна схема передачі руху на обертовий вал генератора з використання зубчастої передачі.

Виконані умови: генератор встановлений на платформі, яка є нерухомою відносно дна моря. Роликоопори жорстко прикріплені до платформи. Буй розташований між роликоопорами і коливається відносно них. Буй рухається лише вертикальною віссю.

Висота центру буя $y_b(t)$ і поверхня води $y_w(t)$ залежать від часу t (рис. 1). V_{in} – частина об'єму буя, яка знаходиться під водою, V_o – частина об'єму буя над водою. Поверхня води $y_w(t)$ залежить також від відстані x відносно центру буя і може бути записана як функція $y_w(t, x)$.

Функція коливання морської поверхні. Вважається, що функція $y_w(t,x)$ відома і задана. Найпростішим типом коливань морської води є синусоїда [2, 10] (рис. 2, позначка 1):

$$y_{w}(t,x) = a_{w} \sin\left(\omega_{w}\left(t + \frac{x}{v_{w}}\right)\right).$$
(1)

Тут a_w – амплітуда хвилі; v_w – швидкість хвилі,

$$T_w = \lambda_w / v_w , \ \omega_w = 2\pi f_w, \ f_w = 1/T_w ,$$

де T_w – період коливання хвилі, λ_w – її довжина, f_w – частота хвиль. Оскільки морські хвилі коливаються хаотично і залежать від багатьох природних факторів, ідеально синусоїдальних морських хвиль у природі не існує. Тому використання функції морської хвилі у формі простої синусоїди (1) є значним спрощенням. Морську хвилю можна також подати сумою окремих гармонічних складових [2], наприклад:

$$y_w(t,x) = a_w \sin\left(\omega_w\left(t + \frac{x}{v_w}\right)\right) + \frac{a_w}{\kappa_{11}} \sin\left(\kappa_{12}\omega_w\left(t + \frac{x}{v_w}\right)\right) + \frac{a_w}{\kappa_{21}} \sin\left(\kappa_{22}\omega_w\left(t + \frac{x}{v_w}\right)\right).$$
(3)

Тут κ_{11} , κ_{12} , κ_{21} , κ_{22} – коефіцієнти гармонік. Наприклад, встановлені такі значення: $v_w = 1$ м/с, $\lambda_w = 10$ м, $a_w = 1$ м. Якщо присутні 1-а, 3-я і 5-а гармоніки [3], то $\kappa_{11} = \kappa_{12} = 3$, $\kappa_{21} = \kappa_{22} = 5$, і функція (3) має вигляд як на рис. 2 (позначка 2). Якщо ці коефіцієнти підібрати довільно, наприклад $\kappa_{11} = \kappa_{12} = 2$, $\kappa_{21} = -3$, $\kappa_{22} = 3$, тоді функція (3) може виглядати так, як на рис. 2 (позначка 3).

Рівняння балансу сил, що діють на буй. Сили Архімеда і земне тяжіння. На буй, що знаходиться на воді, діють сили Архімеда F_a і сили тяжіння F_e [11] у напрямку координати у (рис. 1):

$$F_a(t) = \rho_w g V_{in}(t), \tag{4}$$

$$F_e = -m_b g \,. \tag{5}$$

Тут $\rho_w = 1000 \text{ кг/m}^3$ – густина води; $g = 9,8 \text{ м/c}^2$ – прискорення вільного падіння; m_b – маса буя;

$$V_{in}(t) = \int_{-r_b}^{r_b} S_{in}(t, x) \, dx \,, \tag{6}$$

де

$$S_{in}(t,x) = \Theta[h_{in}(t,x)] \left(2h_{in}(t,x)r_{b1}\Theta[(y_{b1}(t)+h_b)-y_w(t,x)-10^{-\infty}] + 2h_br_{b1}\Theta[y_w(t,x)-(y_{b1}(t)+h_b)] \right)$$
(7)

Тут $S_{in}(t,x)$ – частина перерізу циліндричного буя під водою з нормаллю до координати x, Θ – функція Хевісайда, яка наближається до неперервної функції [12, 13] із коефіцієнтом k_p , що виконано далі у виразі (10). Значення коефіцієнта k_p впливає на точність апроксимованої функції Хевісайда. У виразі (7) присутні наступні змінні:

$$r_{b1} = \sqrt{r_b^2 - x^2}; \qquad h_{in}(t, x) = y_w(t, x) - y_{b1}(t); \qquad y_{b1}(t) = y_b(t) - 0.5h_b, \tag{8}$$

де r_b – радіус буя; h_b – висота буя; $r_{b1}(x)$ – радіус перерізу буя в площині yOz (рис. 3) при



×

зміщенні буя на будь-яку відстань від центру вздовж x; $h_{in}(t,x)$ – висота перерізу буя під водою (рис. 3); $y_{b1}(t)$ – центр дна буя (x = 0). На рис. 3 показано, яким чином у виразі (7) обчислюються секції буїв S_{in} , які розташовані під водою, для трьох точок координати x. Також показано одну з площин S_{in} для певних значень t i x (рис. 3)

$$S_{in} = 2r_{b1}h_{in} \,. \tag{9}$$

З урахуванням заміни функції Хевісайда на неперервну функцію вираз (7) запишеться так:

Рис. 3

$$S_{in}(t,x) \approx \frac{1}{1+e^{-2k_p h_{in}(t,x)}} \times \left(\frac{2h_{in}(t,x)r_{b1}}{1+e^{-2k_p (y_{b1}(t)+h_b)-y_w(t,x)-10^{-9})}} + \frac{2h_b r_{b1}}{1+e^{-2k_p (y_w(t,x)-(y_{b1}(t)+h_b))}}\right).$$
(10)

Сила опору води. Сила опору води $F_d(t)$, яка діє на буй проти його руху, існує за умови, що центр дна буя за x = 0 (рис. 1) знаходиться у воді $\Theta[y_w(t,x) - y_{b1}(t)]$. Швидкість буя розраховується відносно швидкості води

$$v_b'(t,x) = \left(\frac{d}{dt}y_b(t) - \frac{d}{dt}y_w(t,x)\right),\tag{11}$$

яка має від'ємне значення, коли буй знаходиться в процесі занурення у воду, і навпаки. Для оцінки сили опору $F_d(t)$ необхідно задати коефіцієнт опору C_x [14], який вибирають залежно від форми тіла, що рухається у воді, а також числа Рейнольдса:

$$R_{ei}(t,x) = \frac{2r_b\rho}{\eta} v'_b(t,x).$$
(12)

Тут використовується динамічна в'язкість води $\eta = 10^{-3}$, кг/(м·с). Виберемо коефіцієнти лобового опору $C_{x1} = 1,15$ і $C_{x2} = 0,5$ для циліндричного буя відповідно за від'ємної і додатної відносної швидкості буя v'_b (11) [14].

Функція сили опору $F_d(t)$ має вигляд:

$$F_{d}(t)_{x=0} = \Theta[y_{w}(t,x) - y_{b1}(t)] \Big(0.5r_{b}^{2} \pi \rho(v_{b}'(t,x))^{2} (C_{x1} \Theta[-v_{b}'(t,x)] - C_{x2} \Theta[v_{b}'(t,x)]) \Big) \approx \frac{1}{1 + e^{-2k_{p}(y_{w}(t,x) - y_{b1}(t))}} \Big(0.5r_{b}^{2} \pi \rho(v_{b}'(t,x))^{2} \Big(\frac{C_{x1}}{1 + e^{2k_{p}v_{b}'(t,x)}} - \frac{C_{x2}}{1 + e^{-2k_{p}v_{b}'(t,x)}} \Big) \Big).$$

$$(13)$$

Сила, пов'язана з електромагнітним моментом на валу генератора. Сила, з якою генератор гальмує коливання буя, визначається коефіцієнтом k_M , який є відношенням моменту M_e до швидкості n_1 ротора.

$$F_g(t) = \frac{-M_e(t)}{r_{sh}} = \frac{-k_M n_1(t)}{r_{sh}} = \frac{-k_M k_{tr} v_b(t)}{r_{sh}},$$
(14)

$$k_{tr} = 1/(2\pi r_{sh}); \quad v_b(t) = \frac{d}{dt} y_b(t); \quad k_M = M_e/n_1.$$
 (15)

Коефіцієнт k_M залежить від опору обмотки генератора (показано далі на рис. 8) і майже не залежить від швидкості ротора. Тут r_{sh} – радіус шківа (рис. 1); $v_b(t)$ – лінійна

швидкість буя; k_{tr} – кількість обертів шківа в 1 метрі окружності шківа.

Сила моменту інерції ротора і шківа. Момент інерції ротора та шківа відповідно [15]:

$$J_{sh}(t) = 0.5m_{sh}\left(r_{sh}^2 + r_{sh2}^2\right);$$
(16)

$$J_1(t) = 0.5m_1(r_1^2 + r_{12}^2), \tag{17}$$

де m_{sh} і m_1 – маса шківа й ротора відповідно; r_{sh2} і r_{12} – радіус порожнечі в центрі шківа й ротора відповідно,

$$m_{sh} = \rho_{sh} \pi (r_{sh} - r_{sh2}) l_{sh}, \ m_1 = \rho_1 \pi (r_1 - r_{12}) l_1, \tag{18}$$

де ρ_{sh} і ρ_l – відповідно густина матеріалів барабана й ротора; l_{sh} – довжина шківа; l_l – довжина ротора. Тоді сила моменту інерції, що діє на буй, визначається за допомогою основного рівняння динаміки обертального руху:

$$F_{inr}(t) = -\frac{J_{sh}(t)\frac{d}{dt}(\Omega(t))}{r_{sh}} - \frac{J_1(t)\frac{d}{dt}(\Omega(t))}{r_{sh}} = -\frac{\frac{d}{dt}\left(\frac{v_b(t)}{r_{sh}}\right)(J_{sh}(t) + J_1(t))}{r_{sh}},$$
(19)
$$\Omega(t) = 2\pi n_1(t) = 2\pi v_b(t)k_{tr}.$$

Тут $\Omega(t)$ – кутова частота ротора й шківа, які з'єднані з одним валом.

Рівняння сил, що діють на буй, і сили реакції. У будь-який момент часу сила реакції, або сила дії-протидії, або сила другого закону Ньютона дорівнює:

$$F_N(t) = -m_b \, \frac{d^2 y_b(t)}{dt^2}.$$
 (20)

Рівняння коливань буя складається із суми всіх сил, що діють на буй, які подані виразами (4), (5), (13), (14), (19), (20):

$$F_{a}(t) + F_{e} + F_{d}(t) + F_{g}(t) + F_{inr}(t) + F_{N}(t) = 0.$$
(21)

Корінь рівняння (21) – це $y_b(t)$. Початковими даними за t = 0 для розв'язування рівняння (21) є висота центру буя y_b і швидкість буя dy_b/dt . Якщо розмістити буй на спокійній воді, без хвиль, то висота центру буя y_b оцінюється за (4) і (5) за таким виразом:

$$y_b = \frac{h_b}{2} - \frac{m_b}{\rho \pi b_b^2}.$$
 (22)

Вираз (22) можна використовувати для встановлення початкової висоти буя для вирішення рівняння (21).

Швидкість шківа і ротора, які закріплені на одному валу, розраховується за виразом:

$$n_1(t) = v_b(t)k_{tr} = \frac{d(y_b(t))}{dt}k_{tr},$$
(23)

в якому функція $y_b(t)$ відома як результат розв'язання рівняння (21). Тоді визначається середня швидкість обертання ротора n_{1av} за період T_w :

$$n_{1av} = \frac{1}{T_w} \int_{t_0}^{t_0 + n_T T_w} \int_{t_0}^{T_w} |n_1(t)| dt .$$
(24)

Тут t_0 – заданий початковий час, з якого починається розрахунок у періоді T_w , n_T – кількість періодів. Використання виразів (3)...(24) потребує розробки програмного коду для створення обчислювальної програми, що дасть змогу здійснювати багатоваріантні розрахунки для досягнення оптимального підбору розміру та ваги циліндричного буя, а також потужності генератора.



Оптимальна швидкість обертання ротора. На рис. 4 і 5 зображено для прикладу вертикальний рух морської води $y_w(t)$ за виразом (3) (рис. 3). Задано такі параметри хвилі: $v_w = 1$ м/с, $\lambda_w = 10$ м, $a_w = 1$ м, $\kappa_{11} = \kappa_{12} = 2$, $\kappa_{21} = -3$, $\kappa_{22} = 3$. Задано параметри буя: $h_b = 2$ м, $r_b = 1$ м, $m_b = 2941$ кг. І вертикальне переміщення $y_b(t)$ центру буя (рис. 4, 5), обчислене за виразами (2)...(24). Маса буя $m_b = 2941$ кг обрана так, щоб він був наполовину занурений у воду, оскільки генератор виробляє електроенергію за руху вгору під дією Архімедової сили і вниз під дією земного тяжіння. Недостатня маса буя може призвести до того, що буй буде зависати в повітрі через протидію електромагнітного моменту генератора.

Потрібно вибрати оптимальний коефіцієнт k_M , щоб досягти максимальної потужності, що передається на вал генератора. З цією метою виконується серія розрахунків з масивом коефіцієнтів k_M , а момент і потужність обчислюються за виразами:



 $M_e = n_{1av} k_M / 60$;

$$P_2 = 2\pi n_{1av} M_e / 60 . (25)$$

Результат розрахунків показано на рис. 6. Потужність P_2 пов'язана з постійною швидкістю обертання n_{1av} (24) і необхідна для визначення оптимальних значень k_M , n_{1av} та M_e , коли P_2 має максимальне значення. Як видно з рис. 6, максимальної потужності вдається досягти за швидкості $n_{1av} = 12$ обертів за хвилину.

Модель генератора. На рис. 7 зображено двовимірну модель магнітоелектричного генератора (синхронного генератора з постійними магнітами) [3] в одному полюсі з кількістю пар полюсів p = 12, пазами на полюс і фазою q = 2.

Застосовано позначення: 1 – магнітопровід ротора; 2 – магнітопровід статора; 3 – постійний магніт; 4 – обмотка статора.

Для розрахунку електромагнітних полів двовимірної моделі (рис. 7) використовується рівняння магнітного поля для векторного магнітного потенціалу:

$$rot\frac{rotA}{\mu} = j_s - \sigma\frac{\partial A}{\partial t} - \sigma grad\phi + rotH_c + v \times rotA, \quad (26)$$

де A – векторний магнітний потенціал; μ – магнітна проникність; σ – електропровідність матеріалів, у яких наводяться струми; t – час; j_s – густина струму в

провідниках, у пазах 4 (рис. 7); H_c – коерцитивна сила постійного магніту; ϕ – електричний скалярний потенціал; v – швидкість обертових частин моделі генератора. Двовимірна модель генератора на рис. 7 та рівняння (26) використовуються для моделювання електромагнітного поля та розрахунку електромагнітного моменту M_e , струмів у пазах I_A , I_B , I_C , потужності P, що споживається від генератора. Для моделювання використовуються або аналітичні методи розрахунку, такі як [3], або програмне забезпечення для моделювання електромагнітних полів методом скінченних елементів, наприклад COMSOL Multiphysics, ANSYS Maxwell, JMAG, FEMM, MagNet.

Для прикладу візьмемо такі параметри генератора: $\eta = 318$ мм (рис. 1); розміри пазів (рис. 7, позначка 4) – 25×8 мм; кількість пар полюсів p = 12; кількість пазів на полюс і фазу q = 2; відносна магнітна проникність магнітопроводів статора й ротора $\mu_r = 1000$; повітряний проміжок між статором й ротором $\delta = 1$ мм; товщина постійних магнітів $h_p = 4$ мм; коерцитивна сила постійних магнітів $H_c = 890000$ А/м; полюсний кут магнітів $\varphi_p = 2\varphi_{\tau}/3$ (рис. 7); кількість витків w = 50 у кожному пазу. Індуктивність лобових частин обмотки для кожної фази становить 0,122 Гн, що розраховується виразами із підручників для проектування електричних машин [16]. Активний опір споживача на кожній фазі обмотки задано масивом $r_{ph} = 50$, 80, 110, ... 380, 400 Ом, у який уже включено опір проводів обмотки 2,44 Ом на фазу.

На рис. 8 показано струм, момент, потужність і обертовий момент генератора за



11

Рис. 8

різних частот обертання ротора в усталеному режимі для низки значень r_{ph} . На рис. 8 показано мітки за швидкості $n_{1av} = 12$ об/хв та моменту на валу $M_e = 3,7$ кН м, які встановлено на рис. 6 як оптимальні і які відповідають опору 200 Ом на кожній фазі обмотки генератора.

Енергетичні показники генератора. На рис. 9 показано зміну в часі споживаної потужності, електромагнітного моменту генератора та струму однієї з фаз для постійної швидкості $n_{1av} = n_1 = 12$ об/хв. Параметри хвилі (середні значення) указані у правому верхньому куті рис. 9, які також є присутні на рис. 8.

На рис. 10 показано характеристики, аналогічні рис. 9, також із усередненою частотою обертання ротора $n_{1av} = 12$ об/хв. Але швидкість n_1 , описана на рис. 10, не є постійною і визначається виразом (23) із функції переміщення центру буя $y_b(t)$, яку показано на рис. 5.

Порівнюючи результати на рис. 9 і 10, встановлено, що середні значення електромагнітного моменту і струму однакові на рис. 9 та 10. Отже, можна використати усереднену швидкість обертового коливання ротора n_{1av} (24), для того щоб встановити електромагнітний момент M_e на валу генератора, як це виконано на рис. 6. І потім на рис. 8 визначити, якими будуть опір споживача і середній струм в обмотці.



Середнє за період значення потужності P на рис. 10 становить 5,9 кВт, що на 28% більше порівняно з 4,6 кВт на рис. 9. Причиною цього є ширший діапазон коливань струму на рис. 10 (±14 A) порівняно з рис. 9 (±8 A), оскільки усереднена за період потужність залежить від миттєвих значень струму i(t):

$$P = \frac{1}{T_w} \int_{t_0}^{t_0 + I_w} \left(i_A^2(t) r_{ph} + i_B^2(t) r_{ph} + i_C^2(t) r_{ph} \right) dt .$$
(27)



Таким чином, використовуючи постійну швидкість ротора n_{1av} (24) для моделювання усталених енергетичних характеристик генератора (рис. 8 і 9), з'ясовуємо, що середня за період потужність споживання електроенергії (27) буде меншою при незмінній частоті обертання ротора (рис. 9), ніж реальна потужність за змінної частоти (рис. 10). Це також підтверджує висновок у роботі [2], що генерована потужність значно зростає при врахуванні інтерференції простих хвиль. Тому кінцевий вибір поперечного перерізу провідників обмотки генератора і розрахунок усередненої потужності споживання електроенергії потрібно виконувати з урахуванням змінної швидкості (рис. 10) та з урахуванням максимальних амплітуд морських хвиль для обраної місцевості.

Висновки. У методиці для розрахунку енергетичних характеристик використовується сила, з якою генератор протидіє коливанню буя під час вироблення електроенергії, яка визначається коефіцієнтом відношення електромагнітного моменту генератора до швидкості його ротора. Для вибору характеристик генератора (середній за період струм, електромагнітний момент і опір споживача потужності) розраховуються оптимальна середня за період коливання морської хвилі швидкість обертання ротора та електромагнітний момент на валу ротора, за яких досягається максимальна потужність, що передається на генератор.

Середні значення електромагнітного моменту і струму однакові при моделюванні генератора з постійною (усталений режим) та змінною (режим перехідних процесів) швидкістю ротора, якщо середні значення цих швидкостей однакові. Але миттєві значення струму і середнє значення потужності будуть вищими при змінній швидкості ротора. Тому при виборі генератора потрібно враховувати змінну швидкість ротора, з урахуванням максимальних амплітуд морських хвиль для обраної місцевості.

Робота фінансується державною програмою "Розвиток удосконалених електромеханічних та електромагнітних систем електростанцій та методів їх діагностики" (під назвою "Агрегат-3", державний реєстраційний номер 0122U000840).

1. Савченко Г.Ю. Оценка энергетических параметров волновой поплавковой электростанции. Прикладна гідромеханіка. 2016. Т. 18. № 2. С. 58–63. URL: <u>http://dspace.nbuv.gov.ua/handle/123456789/116559</u>

- A. Raschepkin, I. Kondratenko, O. Karlov, R. Kryshchuk. Energy Indicators Of A Cylindrical Magneto-Electric Sea Wave Energy Converter. 2021 IEEE International Conference on Modern Electrical and Energy Systems (MEES). 2021. DOI: <u>https://doi.org/10.1109/MEES52427.2021.9598590</u>
- 3. Ращепкін А.П., Кондратенко І.П., Карлов О.М., Крищук Р.С. Магнітоелектричний перетворювач енергії морських хвиль. *Технічна електродинаміка*. 2021. № 4. С. 25–34. URL: <u>https://doi.org/10.15407/techned2021.04.025</u>
- Jeongrok Kim, Dongeun Kim, Arun George, Il-Hyoung Cho. Experimental study of multiple hemisphere wave energy converters arrayed in a water channel resonator. *International Journal of Naval Architecture and Ocean Engineering*. 2023. Vol. 15. DOI: <u>https://doi.org/10.1016/j.ijnaoe.2023.100513</u>
- Omar Farrok, Koushik Ahmed, Abdirazak Dahir Tahlil, Mohamud Mohamed Farah, Mahbubur Rahman Kiran, Md. Rabiul Islam. Electrical power generation from the oceanic wave for sustainable advancement in renewable energy. *Technologies Sustainability*. 2020. Vol. 12(6). Pp. 1–23. DOI: <u>https://doi.org/10.3390/su12062178</u>
- Boxi Jiang, Xiaofan Li, Shuo Chen, Qiuchi Xiong, Bang-fuh Chen, Robert G. Parker, Lei Zuo. Performance analysis and tank test validation of a hybrid ocean wave-current energy converter with a single power takeoff. *Energy Conversion and Management*. 2020. Vol. 224. DOI: <u>https://doi.org/10.1016/j.enconman.2020.113268</u>
- Falca^o, AFO, Caⁿdido, JJMB, Justino, PAP, & Henriques, JCC. Modelling of the IPS Buoy Wave Energy Converter Including the Effect of Non-Uniform Tube Cross-Section. Proceedings of the ASME 2011 30th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering. Vol. 5: Ocean Space Utilization; Ocean Renewable Energy. Rotterdam, The Netherlands. June 19–24, 2011. Pp. 289-298. DOI: https://doi.org/10.1115/OMAE2011-49117
- 8. Abdul Hai Alami. Analytical and experimental evaluation of energy storage using work of buoyancy force. *Journal of Renewable and Sustainable Energy*. 2014. Vol. 6. DOI: <u>https://doi.org/10.1063/1.4866036</u>
- Kesayoshi Hadano, Ki Yeol Lee, Byung Young Moon, Wave energy conversion utilizing vertical motion of water in the array of water chambers aligned in the direction of wave propagation, *International Journal of Naval Architecture and Ocean Engineering*, Vol. 9. 2017. Pp. 239–245, https://doi.org/10.1016/j.ijnaoe.2016.06.002
- Selim Molla, Omar Farrok, Md. Rabiul Islam, Kashem M. Muttaqi Application of Iron Nitride Compound as Alternative Permanent Magnet for Designing Linear Generators to Harvest Oceanic Wave Energy. *IET Electr. Power Appl.* 2020. Vol. 14. Iss. 5. Pp. 762–770. DOI: <u>https://doi.org/10.1049/iet-epa.2019.0372</u>
- 11. Колчунов В. І. Теоретична та прикладна гідромеханіка: Навч. посібник. К.: НАУ, 2004. 336 с.
- Anton Iliev, Nikolay Kyurkchiev, Svetoslav Markov. On the Approximation of the Cut and Step Functions by Logistic and Gompertz Functions. *Biomath.* 2015. Vol. 4 No. 2. <u>https://doi.org/10.11145/j.biomath.2015.10.101</u>
- J. Sullivan, L. Crone, J. Jalickee. Approximation of the unit step function by a linear combination of exponential functions. *Journal of Approximation Theory*, 1980. Vol. 28, Iss. 4. Pp. 299–308. DOI: <u>https://doi.org/10.1016/0021-9045(80)90064-7</u>
- Heddleson C.F., Brown D.L., Cliffe R.T. Summary of Drag Coefficients of Various Shaped Cylinders. *General Electric Co Cincinnati Oh.* 1957. 56 p. URL: <u>https://apps.dtic.mil/sti/pdfs/ADA395503.pdf</u>
- 15. Serway, Raymond A. Physics for Scientists and Engineers (2nd ed.). *Philadelphia: Saunders College Pub.*, 1986. 202 p.
- 16. Постников И.М. Проектирование электрических машин. К.: ГТИ. 1962. 736 с.

METHOD FOR CALCULATING ENERGY CHARACTERISTICS OF SEA WAVE ENERGY CONVERTER DURING WAVE OSCILLATION PERIOD

I.P. Kondratenko, R.S. Kryshchuk, O.M. Karlov

Institute of Electrodynamics of the National Academy of Science of Ukraine, pr. Peremohy 56, Kyiv, 03057, Ukraine e-mail: *<u>dep7ied@ukr.net</u>, **<u>dygogive@gmail.com</u>, ***<u>lexa.k.ua@gmail.com</u>

The use of efficient and environmentally friendly methods for electricity generation is one of the main concerns in the field of energy. The advantages and disadvantages of wave energy power plants are well-known and continuously researched. There are many approaches and methods for converting wave energy into electrical energy, each with its own advantages and disadvantages, designed for different converter constructions and utilizing various approaches. This article presents a simple converter scheme that converts the energy of cylindrical buoy oscillations into electrical energy. The aim of this work is to develop a methodology for calculating the energy characteristics of this wave energy indicators of the generator. The proposed converter scheme utilizes a single cylindrical buoy and a three-phase generator with resistors as the electricity consumer. The sea surface oscillation is represented by a sine wave with higher harmonics. The balance equation of forces acting on the buoy is formulated, taking into account the ratio of the moment on the rotor to its speed. An iterative calculation is used to determine the optimal rotor speed to maximize electricity consumption power. To establish the resistor's resistance, the steady-state operation modes of the generator and the average optimal rotor speed over the period of the sea wave are used. The generator is then modeled with an

optimal resistor resistance and a specified variable rotor speed over the wave period. The energy absorbed by a single buoy, with a wave amplitude of 1 meter and a period of 10 seconds, is studied. Ref. 16, fig. 10. **Keywords:** renewable energy, ocean waves, wave energy converter, calculation method, rotor speed, energy characteristics.

- 1. Savchenko H. Yu. Estimation of the energy parameters of a wave float power plant. *Prykladna Hydromekhanika*. 2016. Vol. 18. № 2. Pp. 58–63. URL: <u>http://dspace.nbuv.gov.ua/handle/123456789/116559</u> (Rus)
- A. Raschepkin, I. Kondratenko, O. Karlov, R. Kryshchuk. Energy Indicators Of A Cylindrical Magneto-Electric Sea Wave Energy Converter. 2021 IEEE International Conference on Modern Electrical and Energy Systems (MEES). 2021. DOI: <u>https://doi.org/10.1109/MEES52427.2021.9598590</u>
- A.P. Raschepkin, I.P. Kondratenko, A.N. Karlov, R.S. Kryshchuk Magneto-electric energy converter of sea waves. *Tekhnichna elektrodynamika*. 2021. № 4. Pp. 25–34. URL: <u>https://doi.org/10.15407/techned2021.04.025</u> (Ukr) DOI: <u>https://doi.org/10.15407/techned2021.04.025</u>
- Jeongrok Kim, Dongeun Kim, Arun George, Il-Hyoung Cho. Experimental study of multiple hemisphere wave energy converters arrayed in a water channel resonator. *International Journal of Naval Architecture and Ocean Engineering*. 2023. Vol. 15. DOI: <u>https://doi.org/10.1016/j.ijnaoe.2023.100513</u>
- Omar Farrok, Koushik Ahmed, Abdirazak Dahir Tahlil, Mohamud Mohamed Farah, Mahbubur Rahman Kiran, Md. Rabiul Islam. Electrical power generation from the oceanic wave for sustainable advancement in renewable energy. *Technologies Sustainability*. 2020. Vol. 12(6). Pp. 1–23. DOI: <u>https://doi.org/10.3390/su12062178</u>
- Boxi Jiang, Xiaofan Li, Shuo Chen, Qiuchi Xiong, Bang-fuh Chen, Robert G. Parker, Lei Zuo. Performance analysis and tank test validation of a hybrid ocean wave-current energy converter with a single power takeoff. *Energy Conversion and Management*. 2020. Vol. 224. DOI: <u>https://doi.org/10.1016/j.enconman.2020.113268</u>
- Falca^o, AFO, Caⁿdido, JJMB, Justino, PAP, & Henriques, JCC. Modelling of the IPS Buoy Wave Energy Converter Including the Effect of Non-Uniform Tube Cross-Section. *Proceedings of the ASME 2011 30th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering. Vol. 5: Ocean Space Utilization; Ocean Renewable Energy. Rotterdam, The Netherlands. June 19–24*, 2011. Pp. 289–298. DOI: https://doi.org/10.1115/OMAE2011-49117
- Abdul Hai Alami. Analytical and experimental evaluation of energy storage using work of buoyancy force. Journal of Renewable and Sustainable Energy. 2014. Vol. 6. DOI: <u>https://doi.org/10.1063/1.4866036</u>
- Kesayoshi Hadano, Ki Yeol Lee, Byung Young Moon, Wave energy conversion utilizing vertical motion of water in the array of water chambers aligned in the direction of wave propagation, *International Journal of Naval Architecture and Ocean Engineering*, Vol. 9. 2017. Pp. 239–245. DOI: <u>https://doi.org/10.1016/j.ijnaoe.2016.06.002</u>
- Selim Molla, Omar Farrok, Md. Rabiul Islam, Kashem M. Muttaqi Application of Iron Nitride Compound as Alternative Permanent Magnet for Designing Linear Generators to Harvest Oceanic Wave Energy. *IET Electr. Power Appl.* 2020. Vol. 14. Iss. 5. Pp. 762–770. DOI: <u>https://doi.org/10.1049/iet-epa.2019.0372</u>
- 11. Kolchunov V. I. Theoretical and applied hydromechanics. *Kyiv, Ukraine. National Aviation University*, 2004. 336 p. (Ukr)
- Anton Iliev, Nikolay Kyurkchiev, Svetoslav Markov. On the Approximation of the Cut and Step Functions by Logistic and Gompertz Functions. *Biomath.* 2015. Vol. 4, No. 2. DOI: <u>https://doi.org/10.11145/j.biomath.2015.10.101</u>
- J. Sullivan, L. Crone, J. Jalickee. Approximation of the unit step function by a linear combination of exponential functions. *Journal of Approximation Theory*, 1980. Vol. 28, Iss. 4. Pp. 299–308. DOI: <u>https://doi.org/10.1016/0021-9045(80)90064-7</u>
- Heddleson C.F., Brown D.L., Cliffe R.T. Summary of Drag Coefficients of Various Shaped Cylinders. *General Electric Co Cincinnati Oh.* 1957. 56 p. URL: <u>https://apps.dtic.mil/sti/pdfs/ADA395503.pdf</u> DOI: <u>https://doi.org/10.21236/ADA388540</u>
- 15. Serway, Raymond A. Physics for Scientists and Engineers (2nd ed.). *Philadelphia: Saunders College Pub.*, 1986. 202 p.
- 16. Postnikov I.M. Designing of electrical machines. Kiev. 1962. 736 p. (Rus)

Надійшла: 09.02.2023 Прийнята: 20.03.2023

Submitted: 09.02.2023 Accepted: 20.03.2023

ЕЛЕКТРОЕНЕРГЕТИЧНІ СИСТЕМИ ТА РИНКИ ЕЛЕКТРОЕНЕРГІЇ

УДК 621.311:681.3

DOI: https://doi.org/10.15407/publishing2023.64.016

ДОБОВА ОПТИМІЗАЦІЯ ГРАФІКУ РОБОТИ ГІДРОЕЛЕКТРОСТАНЦІЇ НА РИНКУ «НА ДОБУ НАПЕРЕД»

Є.В. Парус¹*, канд. техн. наук, **І.В. Блінов**¹**, докт. техн. наук, **Д.О. Олефір**²*** ¹–Інститут електродинаміки НАН України, пр. Перемоги, 56, Київ, 03057, Україна ²–ПАТ «Центренерго», вул. Рудиківська, 49, смт Козин, 08711, Україна e-mail: <u>paruseugene@gmail.com</u>, <u>blinovigor81@gmail.com</u>, <u>olefir.do@gmail.com</u>

Представлено математичну модель добової оптимізації наявних гідроресурсів ГЕС як інструментарій розв'язання задачі визначення погодинних обсягів продажу електричної енергії в сегменті ринку «на добу наперед» з урахуванням технологічних обмежень та обсягів електроенергії за попередньо укладеними угодами. Наведено методику підготовки вхідних даних в частині розрахунків коефіцієнтів цільової функції та системи обмежень. Продемонстровано приклад розв'язання задачі добової оптимізації наявних гідроресурсів Київської ГЕС та обгрунтовано потребу у використанні додаткових нецінових критеріїв оптимізації. Бібл. 7, рисунок. Ключові слова: гідроелектростанція, оптимізація, ринок електричної енергії, ринок «на добу наперед».

Гідроелектростанції (ГЕС) в Україні виконують важливу Вступ. функцію постачальника для Оператора системи передачі послуг відновлення частоти в ОЕС України [1]. Водночас часто ГЕС отримують аварійні диспетчерські команди, зумовлені критичним дисбалансом обсягів виробництва/споживання електричної енергії в ОЕС України. Активне залучення ГЕС до регулювання режимів ОЕС України спричиняє суттєві відхилення витрат гідроресурсів від планових значень і призводить до порушень технологічних обмежень балансу водосховищ [2]. Проблема коригування графіків завантаження волного гідроагрегатів ГЕС в умовах відхилень витрати гідроресурсів від планових показників ускладнена потребою узгодження обсягів витрат води для всього каскаду ГЕС. У [3] виконано опис математичної моделі, яка дає змогу виконати оптимізацію гідроресурсів для каскаду ГЕС за сезонами чи місяцями року, а також здійснити коригування планів відпуску електричної енергії за відхилень балансів гідроресурсів каскадом ГЕС у різні проміжки розрахункового періоду від попередньо запланованих значень. Але розв'язання задачі добової оптимізації гідроресурсів каскаду ГЕС вимагає введення додаткових складових, якими враховуються обсяги електричної енергії за вже укладеними угодами. Особливість постановки задачі планування витрат гідроресурсів за годинами розрахункової доби полягає в тому, що цільова функція задачі добової оптимізації має здійснювати розподіл гідроресурсів та виробничих потужностей ГЕС, доступних для продажу в сегменті ринку «на добу наперед» (РДН). У той же час баланс гідроресурсів має додатково враховувати витрату води на реалізацію угод, уже укладених в інших ринкових сегментах.

Мета статті полягає в побудові моделі оптимізації витрат гідроресурсів енергоагрегатами ГЕС для розв'язання задачі оптимізації добового графіка пропозиції електричної енергії в сегменті ринку «на добу наперед» з урахуванням укладених в інших ринкових сегментах угод з продажу електричної енергії чи допоміжних послуг.

© Парус Є.В., Блінов І.В., Олефір Д.О., 2023

ORCID ID: * <u>https://orcid.org/0000-0001-9087-3902</u>, ** <u>https://orcid.org/0000-0001-8010-5301</u>, *** <u>https://orcid.org/0000-0002-1154-6127</u>



Математична модель оптимізації гідроресурсів. Розглянемо задачу оптимізації витрати гідроресурсів генераторами ГЕС протягом розрахункової доби. Основна ціль оптимізації полягає в максимізації вигоди ПрАТ «Укргідроенерго», отриманої в результаті продажу електричної енергії за розрахункову добу. Оскільки на українському ринку електричної енергії [4] укладаються договори з купівлі/продажу погодинних обсягів електричної енергії [5, 6], то сумарна за добу вигода визначатиметься сумою значень вигоди за кожної години розрахункової доби:

$$\sum_{h=1}^{24} B_h^{\text{FEC}} \to \max.$$

Для зменшення розмірності математичної моделі, якою подається задача оптимізації, всі технічні та економічні характеристики приводяться до балансу гідроресурсів на етапі підготовки до оптимізації. Водночас оптимізації підлягають значення погодинних витрат води ГЕС $F_{\text{витр},h}^{\text{ГЕС}}$ протягом розрахункової доби. Тоді цільова функція набуває вигляду:

$$\sum_{h=1}^{24} B_h^{\Gamma EC} = \sum_{h=1}^{24} C_h^{\Gamma EC} \cdot F_{\text{витр},h}^{\Gamma EC} \to \max,$$
(1)

де $B_h^{\Gamma EC}$ – погодинна вигода від продажу електричної енергії (грн); $F_{\text{витр},h}^{\Gamma EC}$ – погодинні витрати води на виробництво електричної енергії (м³); $C_h^{\Gamma EC}$ – погодинна вигода від використання 1 м³ води на ГЕС (грн/м³).

Система обмежень для (1) враховує добовий баланс гідроресурсів у комплексі «Водосховище – ГЕС». Передусім така система обмежень має враховувати заданий на розрахункову добу обсяг коригування рівня заповнення водосховища, пов'язаний з річними та сезонними планами накопичення, та витрати водних ресурсів. Крім того, якщо в (1) враховуються виключно доступні для продажу на РДН обсяги електричної енергії, то добовий баланс гідроресурсів у комплексі «Водосховище – ГЕС» формується з урахуванням всіх витрат води. Зокрема, додатково до погодинних витрат гідроресурсів для продажу на РДН, обсяги яких оптимізуються в (1), слід враховувати й планові витрати води за вже укладеними договорами, наприклад, у межах реалізації механізму покладання спеціальних обов'язків [7].

Добовий баланс погодинних витрат гідроресурсів узгоджується з різницею наповнення водосховища на початку та в кінці розрахункової доби:

$$\sum_{h=1}^{24} \left(F_{\text{Had},h}^{\text{TEC}} - F_{\text{витр},h}^{\text{TEC}} - F_{\text{уД},h}^{\text{TEC}} \right) = W_{\text{кін}}^{\text{в.сх.}} - W_{\text{поч}}^{\text{в.сх.}},$$
(2)

де $F_{\text{над},h}^{\text{ГЕС}}$ – прогнозований обсяг надходження води до водосховища в розрахункову годину h (м³); $F_{\text{уд},h}^{\text{ГЕС}}$ – розрахунковий обсяг витрат води на виробництво електричної енергії за вже укладеними договорами в розрахункову годину h (м³); $W_{\text{поч}}^{\text{в.сх.}}$ – рівень заповнення водосховища на початку розрахункової доби (м³); $W_{\text{кін}}^{\text{в.сх.}}$ – рівень заповнення водосховища в кінці розрахункової доби (м³).

Використання значень початкового та кінцевого рівнів заповнення водосховища в (2) дає змогу узгодити добовий план виробничої діяльності ГЕС із сезонними та річними плановими показниками заповнення водосховища.

Технічні та режимні обмеження ГЕС на етапі підготовки до оптимізації приводяться до значень мінімальних та максимальних витрат води на кожну годину розрахункової доби. Зокрема обмеження мінімального та максимального рівнів завантаження генераторів ГЕС подається значеннями мінімальних та максимальних витрат води для забезпечення режимів відповідно мінімальної та максимальної генерації:

$$F_{\min,h}^{\text{FEC}} \le F_{\text{витр},h}^{\text{FEC}} \le F_{\max,h}^{\text{FEC}} \forall h = [1...24],$$
(3)

де $F_{\min,h}^{\Gamma EC}$ – значення мінімально допустимого обсягу витрати води на виробництво електричної енергії для розрахункової години доби $h(m^3)$; $F_{\max,h}^{\Gamma EC}$ – значення максимально допустимого обсягу витрати води на виробництво електричної енергії для розрахункової години доби $h(m^3)$.

У цільовій функції (1) виконується розподіл виробничих потужностей ГЕС, доступних до продажу електричної енергії у сегменті РДН. Обсяг таких потужностей розраховується з урахуванням як вже фактично проданої в сегменті РДД електричної енергії, так і обсягів, зарезервованих під надання допоміжних послуг. Тому обмеження (3) стосуються не фактичного рівня завантаження генераторів ГЕС (з урахуванням усіх договорів з продажу електричної енергії), а лише доступних для продажу на РДН виробничих потужностей ГЕС, оптимальний обсяг яких визначається за результатами оптимізації цільової функції (1). Детальний опис розрахунку обмежень мінімальних та максимальних витрат гідроресурсів генераторами ГЕС у (3) наведено в наступних розділах публікації.

Система обмежень також реалізує контроль рівня заповнення водосховища. Так, на кожну годину розрахункової доби рівень заповнення водосховища не повинен бути меншим за технологічний мінімум:

$$W_{\text{noy}}^{\text{b.cx.}} + \sum_{h=1}^{k} \left(F_{\text{had.},h}^{\text{fec}} - F_{\text{butp},h}^{\text{fec}} - F_{\text{yd},h}^{\text{fec}} \right) \ge W_{\min}^{\text{b.cx.}} \forall k = [1...24],$$

де $W_{\min}^{\text{B.CX.}}$ – технологічний мінімум заповнення водосховища (м³).

Аналогічно на кожну годину розрахункової доби рівень заповнення водосховища не повинен перевищувати технологічний максимум:

$$W_{\text{noy}}^{\text{B.CX.}} + \sum_{h=1}^{k} \left(F_{\text{Ha} \dots, h}^{\text{FEC}} - F_{\text{Butp}, h}^{\text{FEC}} - F_{\text{y} \dots, h}^{\text{FEC}} \right) \leq W_{\text{max}}^{\text{B.CX.}} \forall k = [1...24],$$

де $W_{\max}^{\text{в.сх.}}$ – технологічний максимум заповнення водосховища (м³).

Наведені обмеження оперують значеннями мінімального та максимального рівнів наповнення водосховища. Водночас нерідко обсяг мінімального наповнення водосховища значно більший за обсяги гідроресурсів, які технологічно допустимо регулювати. Наприклад, на водосховищі Київської ГЕС об'єм води мертвого рівня за контрольної мінімальної висоти водяного стовпа 101,5 м перевищує 80 мільярдів м³. У той же час додатковий об'єм води, який може використовуватися генераторами Київської ГЕС за контрольної максимальної висоти водяного стовпа 103 м, складає 1 236 млн м³. Тому в обмеженнях водного балансу більш доцільно використовувати значення робочого (доступного для заповнення гідроресурсом, який у подальшому можливо використати) об'єму водосховища і визначати рівні заповнення такого об'єму. Відповідно задекларовані вище початковий та кінцевий для розрахункової доби рівні заповнення водосховища визначаються як обсяги води в межах робочого об'єму водосховища. Тоді обмеження мінімального рівня заповнення водосховища подаються як

$$W_{\text{поч}}^{\text{B.CX.}} + \sum_{h=1}^{k} \left(F_{\text{над.},h}^{\text{ГЕС}} - F_{\text{витр},h}^{\text{ГЕС}} - F_{\text{уд.},h}^{\text{ГЕС}} \right) \ge 0 \forall k = [1...24].$$
(4)

Обмеження максимального рівня заповнення водосховища набувають вигляду:

$$W_{\text{поч}}^{\text{B.CX.}} + \sum_{h=1}^{n} \left(F_{\text{над.},h}^{\text{ГЕС}} - F_{\text{витр},h}^{\text{ГЕС}} - F_{\text{уД},h}^{\text{ГЕС}} \right) \le W_{\text{роб}}^{\text{B.CX.}} \forall \mathbf{k} = [1...24],$$
(5)

де $W_{pob}^{B.CX.}$ – робочий об'єм водосховища між технологічними максимумом та мінімумом (м³).

Системи обмежень (4) і (5) призначені для контролю фактичних балансів гідроресурсів для водосховища. Тому в цих обмеженнях ураховуються і витрати води на реалізацію вже укладених угод із продажу електричної енергії, і витрати води на електричну енергію для продажу в сегменті РДН.

Таким чином, задача оптимізації добових витрат води для ГЕС подається цільовою функцією (1) із 24 незалежними змінними погодинних витрат води. Систему обмежень у задачі оптимізації формують обмеження рівності (2) та 96 обмежень нерівності (3)–(5).

Розрахунок цінових характеристик. Оптимізація добових витрат гідроресурсів для ГЕС пов'язується із продажем електричної енергії в сегменті РДН. Відповідно цінові характеристики для (1) розраховуються, виходячи з прогнозу погодинних граничних цін на РДН України. Водночас слід враховувати, що для процесів ціноутворення на ринку електричної енергії України запроваджені два періоди доби: період мінімального навантаження (період з 00:00 до 07:00 та з 23:00 до 24:00) та період максимального навантаження цін. Наприклад, станом на серпень 2022 року для періоду мінімального навантаження на РДН України діяли обмеження цін від 1 378,97 до 2 000 грн/(МВт·год). Для періоду максимального навантаження на РДН України діяли обмеження цін від 1 378,97 до 2 000 грн/(МВт·год). Для воймеження цін на ринку електричної енергії України діяли обмеження цін від 2 646,25 до 4 000 грн/(МВт·год). Нормативні обмеження цін на ринку електричної енергії України

Очевидно, що для ГЕС вигідно в нічний період мінімальних навантажень (і низьких цін) накопичувати гідроресурси у водосховищі та витрачати накопичені гідроресурси в денний період максимальних навантажень (і максимальних цін). Проте початок нічного періоду мінімальних навантажень о 23:00 фактично створює в задачі добової оптимізації гідроресурсів третій інтервал цінових обмежень, коли фактично розпочинається добове накопичення гідроресурсів у водосховищі. Як показали попередні дослідження, формально визначений в (2) добовий баланс наповнення водосховища у випадку розбивки на три періоди доби призводитиме до неоптимального розподілу гідроресурсів в умовах низького рівня наповнення водосховища (4) чи високого рівня наповнення водосховища (5).

Тому задачу добової оптимізації витрат гідроресурсів на ГЕС слід виконувати з умовним зміщенням на одну годину назад: починаючи з 23:00 попередньої доби і закінчуючи 23:00 розрахункової доби. Тоді в задачі добової оптимізації гідроресурсів коректно оптимізуються перший період переважного накопичення води у водосховищі та другий період переважного використання води з водосховища.

Розрахунок цінових характеристик для (1) здійснюється за таким принципом. Нехай погодинна вигода від продажу електричної енергії в сегменті РДН визначається формулою:

$$B_{h}^{\Gamma E C} = C_{h}^{P \mathcal{H} H} \cdot V_{\text{витр},h}^{\Gamma E C} = C_{h}^{P \mathcal{H} H} \cdot \frac{F_{\text{витр},h}^{\Gamma E C}}{\Upsilon_{n}^{\Gamma E C}},$$

де $C_h^{PДH}$ – прогнозована гранична ціна РДН на годину доби *h* (грн/МВт·год); $V_{\text{витр},h}^{\Gamma EC}$ – обсяг проданої електричної енергії на годину доби *h* (МВт·год); $\Upsilon_{\pi}^{\Gamma EC}$ – питомі витрати води на виробництво електричної енергії для ГЕС (м³/МВт·год).

Ураховуючи визначення погодинної вигоди в (1), маємо:

$$C_{h}^{\Gamma \text{EC}} \cdot F_{\text{витр},h}^{\Gamma \text{EC}} = C_{h}^{\text{PДH}} \cdot \frac{F_{\text{витр},h}^{1 \text{EC}}}{\Upsilon_{n}^{\Gamma \text{EC}}}.$$

Тоді

$$C_{h}^{\Gamma EC} = \frac{C_{h}^{P Д H}}{\Upsilon_{\Pi}^{\Gamma EC}}.$$
(6)

За потреби у розрахунках вигоди від продажу електричної енергії додатково враховується змінна складова витрат ГЕС, безпосередньо пов'язана з виробництвом електричної енергії. З метою збереження лінійності цільової функції (1) та системи обмежень (2)–(5), такі витрати подаються усередненим для всіх режимів роботи ГЕС значенням $C_{3B,h}^{\GammaEC}$, приведеним до 1 МВт-год відпущеної електричної енергії:

$$C_{h}^{\Gamma EC} = \frac{C_{h}^{P \mathcal{A} H} - C_{3B,h}^{\Gamma EC}}{\Upsilon_{\pi}^{\Gamma EC}}.$$
(7)

Означення обмежень на витрати гідроресурсів. Система обмежень добового балансу гідроресурсів означується з огляду на технологічні характеристики ГЕС та водосховища. На розрахункову годину доби величина доступних виробничих потужностей визначається за відношенням:

$$P_{\text{po5},h}^{\text{FEC}} = P_{\text{ror},h}^{\text{FEC}} - P_{\text{yd},h}^{\text{FEC}} - P_{\text{pe3},h}^{\text{FEC}} = \sum_{n} P_{\text{Hom},n,h}^{\text{FT}} - P_{\text{yd},h}^{\text{FEC}} - P_{\text{pe3},h}^{\text{FEC}} \forall h = [1...24],$$
(8)

де $P_{\text{гот},h}^{\text{ГЕС}}$ – сумарна потужність гідроагрегатів ГЕС, які в розрахункову годину доби *h* знаходиться в стані готовності до виробництва електричної енергії (МВт); $P_{\text{ном},n,h}^{\Gamma\Gamma}$ – номінальна потужність *n*-го гідроагрегату ГЕС, який у розрахункову годину доби *h* знаходиться в стані готовності до виробництва електричної енергії (МВт); $P_{\text{уд},h}^{\Gamma \text{ЕС}}$ – заплановане в розрахункову годину доби *h* навантаження ГЕС на виконання вже укладених угод з продажу електричної енергії (МВт); $P_{\text{рез},h}^{\Gamma \text{ЕС}}$ – зарезервована на допоміжні послуги потужність ГЕС (МВт).

Обсяг потоку води, необхідний для відпуску електричної енергії за вже укладеними угодами для кожної години *h* розрахункової доби розраховується як

$$F_{\mathrm{yd},h}^{\mathrm{FEC}} = 1 \cdot P_{\mathrm{yd},h}^{\mathrm{FEC}} \cdot \Upsilon_{\mathrm{n}}^{\mathrm{FEC}} \forall h = [1...24], \qquad (9)$$

де 1 – одна година розрахункової доби, константа для узгодження розмірності результату розрахунку (год).

Обмеження мінімального завантаження генераторів ГЕС визначається передусім вимогами забезпечення санітарного стоку води руслом ріки:

$$F_{\text{витр},h}^{\Gamma \text{EC}} + F_{\text{уд},h}^{\Gamma \text{EC}} \ge F_{\text{сан},h}^{\Gamma \text{EC}} \forall h = [1...24],$$

де $F_{\text{сан},h}^{\text{ГЕС}}$ – мінімально допустимий санітарний стік води в руслі ріки на годину h розрахункової доби (м³).

Наведене обмеження забезпечує коректність результатів оптимізації лише в тих випадках, коли витрати води на реалізацію вже укладених угод не перевищують обсяг, необхідний для забезпечення санітарного стоку руслом ріки. У протилежному випадку за результатами оптимізації наведене відношення може призводити до отримання від'ємного значення потоку води. Така ситуація є принципово допустимою на рівні ПрАТ «Укргідроенерго», який на РДН формує агреговану пропозицію електричної енергії для всіх електростанцій. Але такі варіанти потребують комплексної оптимізації для всіх енергетичних об'єктів, які беруть участь у формуванні агрегованої заявки, з метою доведення оптимальності такого рішення. На рівні окремої ГЕС від'ємне значення витрат води $F_{\text{витр.}h}^{\text{ГЕС}}$ означає умовну операцію продажу електричної енергії в сегменті РДН на окрему годину h розрахункової доби. Реалізація аналізу подібних ситуацій потребує впровадження додаткових змінних оптимізації та додаткових обмежень для врахування процедур купівлі електричної енергії в сегменті РДН (оскільки процедура закупівлі електричної енергії в сегменті РДН імітується з використанням інших цінових характеристик порівняно з процедурою продажу електричної енергії) і в межах цієї публікації не розглядається.

Тому в статті прийнято припущення про недопустимість зменшення в окремі години розрахункової доби витрат гідроресурсів порівняно з витратами на реалізацію вже укладених угод продажу електричної енергії. Таке припущення враховується умовою

$$F_{\text{витр},h}^{\text{ГЕС}} \ge \begin{cases} F_{\text{сан},h}^{\text{ГЕС}} - F_{\text{уд},h}^{\text{ГЕС}}, F_{\text{уд},h}^{\text{ГЕС}} < F_{\text{сан},h}^{\text{ГЕС}} \\ 0, F_{\text{уд},h}^{\text{ГЕС}} \ge F_{\text{сан},h}^{\text{ГЕС}} \end{cases} \forall h = [1...24].$$

У наведеній умові порівнюються константи, значення яких не змінюється в процесі оптимізації. Тому значення мінімального обсягу витрат гідроресурсів у (3) отримується на етапі підготовки даних до оптимізації оператором вибору максимального значення:

$$F_{\min,h}^{\Gamma EC} = \max\left(0, F_{\text{caH},h}^{\Gamma EC} - F_{\text{yd},h}^{\Gamma EC}\right) \forall h = [1...24].$$

$$(10)$$

Значення максимально допустимого обсягу потоку води для кожної години *h* розрахункової доби в (3) враховує як доступні для продажу на РДН виробничі потужності, так і мінімально допустимий обсяг водного потоку:

$$F_{\max,h}^{\Gamma EC} = F_{\min,h}^{\Gamma EC} + 1 \cdot P_{\text{VJ},h}^{\Gamma EC} \cdot \Upsilon_{\pi}^{\Gamma EC} \forall h = [1...24].$$
(11)

Оскільки в наведеному виразі використовуються константи, значення яких не змінюється в процесі оптимізації, то значення максимально допустимого обсягу потоку води для кожної години *h* також отримується на етапі підготовки даних до оптимізації.

Етап означення результатів. За результатами оптимізації цільової функції (1) визначаються значення погодинних витрат води для виробництва електричної енергії, яку передбачається продати в сегменті РДН. Для визначення стратегії участі в сегменті РДН слід розрахувати погодинні обсяги продаж електричної енергії в цьому ринковому сегменті:

$$V_{h}^{\rm PДH} = \frac{F_{\rm BHTp,h}^{\rm TEC}}{\Upsilon_{\rm n}^{\rm TEC}} \forall h = [1...24].$$
(12)

Методика добової оптимізації витрат гідроресурсів ГЕС як задача визначення оптимальних погодинних обсягів продажу електричної енергії.

<u>Вхідні дані</u> для оптимізації витрат гідроресурсів генераторами ГЕС на розрахункову добу такі:

– прогнозовані значення погодинних граничних цін у сегменті РДН С_h^{рдн} (грн/МВт·год);

– погодинні обсяги вже проданої в інших ринкових сегментах електричної енергії $V_{\mathrm{yd},h}^{\Gamma \mathrm{EC}}$ (МВт·год);

– погодинні значення проданих у сегменті РДП ресурсів допоміжних послуг $P_{\text{peg},h}^{\text{FEC}}$ (MBT);

– сумарна потужність гідроагрегатів ГЕС, які у розрахункову годину доби h знаходиться в стані готовності до виробництва електричної енергії $P_{\text{гог},h}^{\text{ГЕС}}$ (МВт);

– питомі витрати води на виробництво електричної енергії генераторами ГЕС $\Upsilon_{\pi}^{\Gamma EC}$ (м³/МВт·год);

– погодинні значення притоку води до водосховища ГЕС $F_{\text{нал},h}^{\text{ГЕС}}$ (м³);

– погодинні значення мінімально допустимого санітарного стоку води в руслі ріки $F_{\text{сан } h}^{\text{ГЕС}}$ (м³);

– робочий об'єм водосховища між технологічними максимумом та мінімумом $W_{\text{pof}}^{\text{в.сх.}}$ (м³);

– рівень заповнення робочого об'єму водосховища на початку розрахункової доби $W_{\text{поч}}^{\text{в.сх.}}$ (м³);

– рівень заповнення робочого об'єму водосховища в кінці розрахункової доби $W_{\text{кін}}^{\text{в.сх.}}$ (м³).

Послідовність розрахунків така.

Етап 1. Підготовка до оптимізації.

1. За (6) чи (7) розрахувати значення погодинної вигоди від використання 1 м³ води на ГЕС (грн./м³).

2. За (8) розрахувати величини доступних виробничих потужностей на кожну годину розрахункової доби.

3. За (9) розрахувати обсяги потоку води, необхідні для відпуску електричної енергії за вже укладеними угодами для кожної години розрахункової доби.

4. За (10) розрахувати значення мінімальних обсягів витрат гідроресурсів на кожну годину розрахункової доби.

5. За (11) розрахувати значення максимальних обсягів витрат гідроресурсів на кожну годину розрахункової доби.

Етап 2. Оптимізація.

6. Здійснити оптимізацію цільової функції (1) в умовах системи обмежень (2)–(5) одним із методів лінійного програмування.

Етап 3. Означення результатів.

7. За (12) розрахувати погодинні обсяги продажу електричної енергії в сегменті РДН.

Приклад. Розглянемо приклад використання описаних вище моделей та методики для оптимізації добових витрат гідроресурсів на Київській ГЕС за статистичною інформацією 7 серпня 2022 року. Погодинні граничні ціни РДН взято на офіційному сайті Оператора ринку. На ринку двосторонніх договорів (РДД) укладено угоди з продажу електричної енергії по 100 МВт-год щогодини. У сегменті ринку допоміжних послуг (РДП) зарезервовано потужності по 176 МВт на кожну годину розрахункової доби. У стані готовності на розрахункову добу знаходяться генератори сумарною потужністю 440 МВт. Середні витрати води на виробництво електричної енергії генераторами Київської ГЕС становлять Υ_n^{TEC} =38 400 (м³/МВт-год). Погодинні значення притоку води до Київського водосховища склали $F_{\text{над},h}^{\text{TEC}}$ =9 000 000 (м³). Обсяги мінімально допустимого санітарного стоку води в руслі Дніпра не враховуються (прирівнюються до нуля). Робочий об'єм Київського водосховища між технологічними максимумом та мінімумом $W_{\text{роб}}^{\text{в.сх.}}$ =1,236·10⁹ (м³). Рівні заповнення робочого об'єму Київського водосховища на початку та в кінці розрахункової доби означені як $W_{\text{поч}}^{\text{в.сх.}}$ =10⁸ (м³).

Коефіцієнти цільової функції та систем обмежень (2)–(5) розраховані за наведеною вище методикою. Оптимізацію цільової функції (1) виконано з використанням Симплексметода. Основні результати оптимізації наведено на рисунку.

За результатами оптимізації цільової функції (1) отримано погодинний розподіл обсягів електричної енергії для продажу в сегменті РДН на суму 10 244 468 грн. Доступні для продажу в сегменті РДН погодинні обсяги 164 МВт год використовуються повністю увесь період «день» з 8:00 до 23:00. Проте для нічних годин доби з однаковою ринковою ціною (з 1-ої до 7-ої години та останню годину доби) розподіл обсягів виробництва електричної енергії Київською ГЕС сумарно на 601 МВт год має випадковий характер. Це зумовлено тим, що для інтервалу часу з однаковою ціною існує нескінченна кількість розв'язків, які дають однаково максимальне значення цільової функції. Наприклад, для наведеного на рисунку результату оптимізації для перших 7 годин розрахункової доби можливо завантажити генератори для виробництва 7·164=1 148 МВт год. Проте гідроресурси виділено лише на виробництво 601 МВт год. Оскільки ринкова вартість електричної енергії однакова у перші 7 годин доби, то доступні гідроресурси можливо розподілити в будь-яких відношеннях, отримуючи однакове сумарне значення в цільовій функції (1).



Слід також зауважити, що ціна нічних ринкових обмежень 2 000 грн/МВт-год характерна не тільки для перших 7 годин доби, але й для останньої години доби. Це підтверджує доцільність встановлення розрахункового періоду добової оптимізації з умовним зміщенням на одну годину, починаючи з 23:00 попередньої доби. Таким чином, для розв'язання задачі добової оптимізації витрати гідроресурсів на ГЕС необхідно залучати засоби розв'язання задач лінійного програмування, які допускають наявність нескінченної множини рішень та відображають один із варіантів оптимального рішення. Для РДН України загалом характерно встановлення однакових граничних цін кілька годин поспіль, особливо в нічні години доби. Тому під час розв'язання задачі оптимального використання гідроресурсів на виробництво електричної енергії виникає потреба в залученні додаткових нецінових критеріїв оптимальності. Наприклад, для електростанцій типовою ціллю в таких випадках є робота генераторів з незмінним завантаженням кілька годин поспіль, причому такий режим може порушуватись лише внаслідок технологічних обмежень чи обмежень на витрати гідроресурсів.

Висновки. Представлена в публікації математична модель дає змогу розв'язати задачу оптимального за ціновим критерієм розподілу наявних гідроресурсів для формування добового графіка завантаження генераторів гідроелектростанції з урахуванням плану підтримки рівня заповнення водосховища та технологічних обмежень. Проте в умовах властивої для ринку «на добу наперед» України наявності однакових граничних цін кілька годин поспіль, можливе виникнення потреби в додаткових розрахунках з метою оптимізації частини добового графіка завантаження генераторів гідроелектростанції за неціновими критеріями. Крім того, для засобів розв'язання задачі оптимізації добового графіка завантаження генераторів гідроелектростанції за ціновим критерієм висувається вимога коректної роботи в умовах нескінченної кількості рішень із максимумом цільової функції та відображення як результату будь-якого із таких рішень.

- 1. Олефір Д.О., Бабіч В.Ю., Блінов І.В. Актуальні проблеми забезпечення ОЕС України ресурсами регулювання частоти та потужності. *Енергетика: економіка, технології, екологія.* 2021. № 3. С. 39–46.
- 2. Блінов І.В., Олефір Д.О., Парус Є.В. Модель оптимального використання ресурсів гідроелектростанцій на ринку електричної енергії. *Технічна електродинаміка*. 2022. № 2. С. 60–69. DOI: https://doi.org/10.15407/techned2022.04.042
- Blinov I., Olefir D., Parus E., Kyrylenko O. Improving the Efficiency of HPP and PSHPP Participation in the Electricity Market of Ukraine. In: Kyrylenko, O., Denysiuk, S., Derevianko, D., Blinov, I., Zaitsev, I., Zaporozhets, A. (eds) Power Systems Research and Operation. Studies in Systems, Decision and Control. 2023.Vol 220. Springer, Cham. https://doi.org/10.1007/978-3-031-17554-1 3.
- 4. Про ринок електричної енергії: Закон України від 13.04.2017 No2019-VIII.
- 5. Про затвердження Правил ринку: Постанова НКРЕКП № 307 від 14.03.2018.6.
- 6. Про затвердження правил ринку «на добу наперед» та внутрішньодобового ринку: Постанова НКРЕКП No 308 від 14.03.2018.
- 7. Постанова Кабінету міністрів України № 775. Про покладення спеціальних обов'язків на учасників ринку електричної енергії, що здійснюють операції з експорту електричної енергії, для забезпечення загальносуспільних інтересів у процесі функціонування ринку електричної енергії протягом дії воєнного стану. Постанова кабінету міністрів України, редакція від 8 серпня 2022 р. URL: https://zakon.rada.gov.ua/laws/show/775-2022-%D0%BF#Text

DAILY OPTIMIZATION OF A WORKING SCHEDULE OF THE HYDROPOWER PLANT ON THE "DAY AHEAD" MARKET

E.V. Parus¹, I.V. Blinov¹, D.O. Olefir²

¹ – Institute of Electrodynamics of the National Academy of Sciences of Ukraine,

pr. Peremohy, 56, Kyiv, 03057, Ukraine

² – PJSC "Centrenergo", st. Rudykivska, 4908711, Kozyn, Ukraine

e-mail: paruseugene@gmail.com, blinovigor81@gmail.com, olefir.do@gmail.com

A mathematical model of the daily optimization of available hydro resources of hydropower plants is presented as a tool for solving the problem of determining hourly volumes of electricity sales in the «day ahead» market segment, taking into account technological limitations and volumes of electricity under already concluded agreements. The method of preparation of input data in the part of calculations of the coefficients of the objective function and the system of constraints is presented. An example of solving the problem of daily optimization of the available hydro resources of the Kyiv HPP is demonstrated and the need to use additional non-price optimization criteria is substantiated. Bibl. 7, figure.

Keywords: hydropower plants, optimization, electricity market, day-ahead market.

- Olefir D., Babich V., Blinov I. Current problems of providing frequency and power regulation resources to IPS of Ukraine. *Power engineering: economics, technique, ecology.* 2021. No 3. Pp. 39–46. DOI: <u>https://doi.org/10.20535/1813-5420.3.2021.251196</u>
- 2. Blinov I., Olefir D., Parus E. Model of optimal use of hydro power plants in the electricity market. *Tekhnichna elektrodynamika*. 2022. No 2. Pp. 60–69. DOI: <u>https://doi.org/10.15407/techned2022.04.042</u>
- Blinov I., Olefir D., Parus E., Kyrylenko O. Improving the Efficiency of HPP and PSHPP Participation in the Electricity Market of Ukraine. In: Kyrylenko, O., Denysiuk, S., Derevianko, D., Blinov, I., Zaitsev, I., Zaporozhets, A. (eds) Power Systems Research and Operation. Studies in Systems, Decision and Control. 2023. Vol 220. Springer, Cham. DOI: <u>https://doi.org/10.1007/978-3-031-17554-1_3</u>
- 4. On Electricyty Market: The Law of Ukraine. No 2019-VIII of 13.04.2017.
- 5. On Approval of Market Rules: NEURC's Resolution KP No 307 of March 14, 2018. (Ukr)
- 6. On Approval of Day Ahead Market and Intraday market: NEURC's Resolution No 308 of March 14, 2018. (Ukr)
- Resolution of the Cabinet of Ministers of Ukraine. No. 775. On the imposition of special duties on the participants of the electric energy market, which carry out operations on the export of electric energy, to ensure the interests of the general public in the process of functioning of the electric energy market during the period of martial law. Resolution of the Cabinet of Ministers of Ukraine, version of August 8, 2022. URL: <u>https://zakon.rada.gov.ua/laws/show/775-2022-%D0%BF#Text</u>

Надійшла: 02.03.2023 Прийнята: 22.03.2023

Submitted: 03.03.2023 Accepted: 22.03.2023 УДК 621.311:681.3

DOI: https://doi.org/10.15407/publishing2023.64.025

КОРОТКОСТРОКОВЕ ПРОГНОЗУВАННЯ НЕБАЛАНСІВ ЕЛЕКТРИЧНОЇ ЕНЕРГІЇ В ОЕС УКРАЇНИ З ВИКОРИСТАННЯМ АВТОРЕГРЕСІЙНИХ МОДЕЛЕЙ ТА ШТУЧНИХ НЕЙРОННИХ МЕРЕЖ

В.В. Сичова

Інститут електродинаміки НАН України пр. Перемоги, 56, Київ, 03057, Україна e-mail: <u>shorl@ukr.net</u>

У статті наведено результати дослідження моделей для короткострокового прогнозування сумарних небалансів електричної енергії в ОЕС України. Виконано аналіз результатів прогнозування, отриманих за допомогою різних типів авторегресійних моделей та двох моделей прогнозування на основі штучних нейронних мереж. Виконані дослідження на основі фактичних даних балансуючого ринку електричної енергії України показали ефективність використання штучних нейронних мереж для зазначеної задачі. Показано, що із застосуванням моделі штучної нейронної мережі LSTM (Long short-term memory) досягнуто найбільшої точності прогнозування як для позитивних, так і негативних небалансів електричної енергії відповідно порівняно з прогнозуванням за допомогою авторегресійних моделей. Бібл. 11, рис. 3, таблиця.

Ключові слова: короткострокове прогнозування, небаланси електроенергії, авторегресія, нейронні мережі.

Вступ. Сьогодні однією з актуальних задач, що потребує розв'язання задля підвищення надійності функціонування Об'єднаної енергосистеми (ОЕС) України [1], є задача прогнозування небалансів електроенергії, вирішення якої дасть змогу Оператору системи передачі підвищити ефективність балансування ОЕС України завдяки плануванню необхідних обсягів резервів та переліку постачальників послуг із балансування. Згідно із Законом України «Про ринок електричної енергії» [2] небаланс електричної енергії визначається як розрахована для кожного розрахункового періоду різниця між фактичними обсягами відпуску або споживання, імпорту, експорту електричної енергії сторони, відповідальної за баланс, та обсягами купленої та проданої електричної енергії, зареєстрованими відповідно до правил ринку. Важливими факторами, що впливають на значення небалансу електроенергії в ОЕС України, є неточність прогнозів графіків відпуску електричної енергії відновлюваними джерелами енергії [3-4], а також похибка прогнозу споживання, зокрема й споживачів електричної енергії, що не мають систем її погодинного обліку (споживачів групи «Б») [5]. Крім того, сумарний небаланс електричної енергії включає різницю між фактичним відпуском постачальників послуг із балансування та диспетчерською командою, перебої з електропостачанням у зв'язку з аварійними ситуаціями в енергосистемі.

Наявність прогнозу небалансів електроенергії сприяє не тільки підвищенню надійності функціонування ОЕС України, оптимізації роботи з покриття небалансів на балансуючому ринку та ринку допоміжних послуг, а також і зменшенню вартості небалансів електричної енергії для споживачів внаслідок появи можливості уточнення електропостачальними компаніями стратегій своєї участі в різних сегментах ринку.

Мета статті. Порівняльний аналіз результатів використання авторегресійних математичних моделей та штучних нейронних мереж задля підвищення точності короткострокового прогнозування сумарних небалансів електричної енергії в ОЕС України.

Матеріали й методи.

Для дослідження використано вибірки погодинних значень позитивних і негативних небалансів електричної енергії за період 20.07.2020-20.07.2021, обсяг кожної вибірки складає 8784 значення.

Використано такі моделі: авторегресійні [6] (AR, ARMA, ARIMA, SARIMA, VARMA) та нейронні мережі з рекурентними шарами (LSTM [7] та LSTNet [8]).

Застосування моделей AR, ARMA й ARIMA (1-3) обумовлено високою автокореляці-



єю вибірок: 93,6 % для позитивних небалансів та 92,9 % для негативних [9]; моделі SARIMA (4) – періодичністю вибірок: 24 год для позитивних та 24 і 12 год для негативних небалансів [10]. Застосування моделі VARMA (5) є доцільним, зважаючи на взаємну кореляцію між вибірками в профілі години між чотирма сусідніми годинними зрізами 58...98 % та 29...67 % відповідно для вибірок позитивних і негативних небалансів електроенергії [11].

1. AR (autoregressive model):

$$X_{t} = c + \sum_{i=1}^{p} a_{i} X_{t-i} + \varepsilon_{t}, \qquad (1)$$

де a_i – коефіцієнти авторегресії, c – константа, ε_t – білий шум.

2. ARMA (autoregressive moving-average):

$$X_{t} = c + \varepsilon_{t} + \sum_{i=1}^{p} a_{i} X_{t-i} + \sum_{i=1}^{q} \beta_{i} \varepsilon_{t-i}, \qquad (2)$$

де β_i – коефіцієнти ковзного середнього.

3. ARIMA (autoregressive integrated moving average):

$$\Delta^d X_t = c + \sum_{i=1}^p a_i \Delta^d X_{t-i} + \sum_{j=1}^q \beta_i \varepsilon_{t-j} + \varepsilon_t,$$
(3)

де Δ^d – оператор різності часового ряду.

4. SARIMA (seasonal autoregressive integrated moving average):

$$\phi_p(G)\phi_p(G^S)(1-G)^2(1-G^S)^D X_t = \gamma_q(G)w_Q(G^S)\varepsilon_t,$$
(4)

де $\varphi_p(G)$ – коефіцієнт авторегресії; $\gamma_q(G)$ – коефіцієнт ковзного середнього; $\varphi_p(G^2)$ – поліноміальна сезонна авторегресія; $w_Q(G^S)$ – поліноміальне сезонне ковзне середнє.

5. VARMA(vector autoregressive moving-average):

$$a_0 X_t = \sum_{i=1}^{p} a_i X_{t-i} + \sum_{j=1}^{q} \beta_j \varepsilon_{t-j}.$$
(5)

6. LSTM (Long short-term memory). Структура LSTM мережі описана за допомогою формул (6)-(11). На першому етапі відбувається вибір інформації для заміни згідно з умовами сигмоїдного шару (6). Після чого наступний шар визначає значення, які потрібно обновити, (7) і будує вектор значень \hat{C}_{t} , який можна додати в стан комірки (8). Потім попередній стан комірки C_{t-1} замінюється новим C_t за рівнянням (9). Останній крок полягає в розрахунку вихідної інформації за допомогою декількох фільтрів (10, 11).

$$f_t = \sigma(W_f \cdot [h_{t-1}, x_t] + b_f), \tag{6}$$

$$i_t = \sigma(W_i \cdot [h_{t-1}, x_t] + b_i),$$
 (7)

(7)

(0)

$$\hat{C} = \tanh(W_c \cdot [h_{t-1}, x_t] + b_c), \tag{8}$$

$$C_t = f_t \cdot C_{t-1} + i_t \cdot \hat{C}_t, \tag{9}$$

$$o_{t} = \sigma(W_{o} \cdot [h_{t-1}, x_{t}] + b_{o}), \tag{10}$$

$$h_t = o_t \cdot tahn(C_t),\tag{11}$$

де σ – активаційна функція; W_f , W_i , W_c , W_o – вагові коефіцієнти; b_f , b_i , b_c , b_o – коефіцієнти зсуву; x_t – вхідні дані; h_{t-1} , h_t – прогнозні значення; \hat{C}_t – вектор корекції комірки пам'яті; C_b C_{t-1} – стан комірки пам'яті.

7. LSTNet містить такі компоненти (рис. 1):

Згортковий шар. Згорткова мережа без об'єднання спрямована на вилучення короткострокових шаблонів у часовому вимірі. Вихідна матриця одночасно надходить у компоненти 2 і 3. Рекурентний шар. Як прихована функція активації використовується RELU. Результат: прихований стан для кожної позначки часу.

Рекурентно-пропускний шар. Повторювана структура з тимчасовими зв'язками для розширення часового діапазону інформації, а отже, полегшення процесу оптимізації. Структура такого шару представлена у вигляді (12–15):

$$r_t = \sigma(x_t W_{xr} + h_{t-n} W_{hr} + b_r), \qquad (1-)$$

$$u_{t} = \sigma(x_{t}W_{xy} + h_{t-p}W_{hy} + b_{y}), \tag{13}$$

$$c_t = RELU(x_t W_{xc} + r_t \otimes (h_{t-p} W_{hc}) + b_c,$$
(14)

$$h_t = (1 - u_t) \otimes h_{t-p} + u_t \otimes c_t, \tag{15}$$

де *р* – кількість прихованих комірок.

Поелементний підсумковий вихід. Вивчає зважену комбінацію прихованих представлень у кожній позиції вікна вхідної матриці. Результат: конкатенація вектору контексту та прихованого представлення останнього вікна разом із операцією лінійної проекції.

Авторегресія. Розкладає остаточний прогноз на лінійну частину, яка зосереджена на проблемі локального масштабування, а також на нелінійну, що містить повторювані шаблони.



Рис. 1

Аналіз результатів. У таблиці наведено значення середніх (МАРЕ), максимальних і мінімальних відносних похибок δ % результатів прогнозування кожної моделі, а також значення похибок RMSE та коефіцієнтів кореляції R між фактичними значеннями небалансів електроенергії ΔP_f та прогнозованими ΔP_p .

Позитивні небаланси електроенергії	Модель	AR	ARMA	ARIMA	SARIMA	VARMA	LSTNet	LSTM
	MAPE, %	24,48	23,26	23,08	27,66	40,86	46,95	20,73
	max δ %	83,02	91,75	77,05	68,06	82,33	97,62	70,6
	min δ %	2,43	0,39	1,4	0,26	8,01	2,72	0,01
	RMSE, MBt	232,5	230,7	231,43	299,10	454,15	489,47	209,8
	$R(\Delta P_f, \Delta P_p), \%$	71,31	73,40	75,68	65,08	56,33	25,59	79,79
Негативні небаланси електроенергії	Модель	AR	ARMA	ARIMA	SARIMA	VARMA	LSTNet	LSTM
	MAPE, %	91,09	91,16	94,52	83,32	17,18	66,91	9,1
	max δ %	195,29	195,2	206,94	232,78	35,55	78,62	23,05
	min δ %	2,63	2,57	2,78	0,96	3,07	52,21	1,84
	RMSE, MBt	163,5	163,5	161,41	287,18	342,87	1015,72	163,7
	$R(\Delta P_f, \Delta P_p), \%$	88,22	88,19	87,47	70,41	68,15	79,29	88,45

(12)

На рис. 2 наведено гістограми, що ілюструють значення похибок прогнозування МАРЕ (*a*), RMSE (*б*) та коефіцієнта кореляції R (*в*) між фактичними й прогнозними значеннями небалансів електроенергії для позитивних і негативних небалансів, прогнозованих за допомогою кожної із розглянутих моделей.



Позитивні небаланси е/е Негативні небаланси е/е

Р	ис.	2

Згідно з даними, зазначеними в таблиці й проілюстрованими на рис. 2, найточніші результати прогнозування як позитивних, так і негативних небалансів електроенергії, отримано за допомогою моделі LSTM. Серед авторегресійних моделей найбільшу точність демонструють ARIMA – для позитивних небалансів електроенергії, VARMA – для негативних.

На рис. З зображено добові графіки (20.07.2021) прогнозованих значень небалансів за допомогою моделі LSTM та авторегресійної моделі, що має найкращі результати (ARIMA – для позитивних небалансів електроенергії (*a*), VARMA – для негативних (*б*)) порівняно з фактичними значеннями.



Згідно з рис. З *а* добові графіки позитивних небалансів електроенергії, прогнозовані за допомогою моделей ARIMA та LSTM, повторюють форму фактичного графіка із запізненням в одну годину, похибка прогнозування LSTM становить 20,73 % порівняно з похибкою прогнозування моделі ARIMA 23,08 %. Для випадку прогнозування негативних небалансів електроенергії (рис. 3 δ) за допомогою моделі LSTM також відтворено форму графіка стосовно графіка, прогнозованого за допомогою моделі VARMA, і спостерігається значне погіршення точності після 13 години.

Висновки. За результатами виконаних досліджень та порівняння отриманих результатів поміж розглянутих авторегресійних моделей та нейронних мереж показано, що найнижчої похибки прогнозування позитивних та негативних небалансів електричної енергії в ОЕС України досягнуто під час застосування моделі LSTM (20,73 та 9,1 % відповідно). Серед авторегресійних моделей найнижчі похибки прогнозування мають такі: під час прогнозування позитивних небалансів – ARIMA (23,08 %), негативних – VARMA (17,18 %). Зважаючи на отримані результати, можна зробити висновок про значну перевагу застосування моделі на основі розглянутої нейронної мережі LSTM під час вирішення досліджуваної в цій роботі задачі. Це вказує на доцільність її вдосконалення в майбутніх розробках з метою підвищення точності короткострокового прогнозування небалансів електроенергії.

- 1. Кириленко О.В., Павловський В.В., Блінов І.В. Науково-технічне забезпечення організації роботи ОЕС України в синхронному режимі з європейською континентальною енергетичною системою ENTSO-E. *Технічна електродинаміка*. 2022. № 5, С 59–66. DOI: <u>https://doi.org/10.15407/techned2022.05.059</u>
- 2. Про ринок електричної енергії: Закон України від 13.04.2017 №2019-VIII.
- 3. Іванов Г.А., Блінов І.В., Парус Є.В., Мірошник В.О. Складові моделі для аналізу впливу відновлювальних джерел енергії на ринкову вартість електроенергії в Україні. *Технічна електродинаміка*. 2020. № 4. С. 72–75. DOI: <u>https://doi.org/10.15407/techned2020.04.072</u>
- 4. Блінов І.В., Мірошник В.О., Шиманюк П.В. Короткостроковий інтервальний прогноз сумарного відпуску електроенергії виробниками з відновлювальних джерел енергії. *Праці Інституту електродинаміки HAH України*. 2019. № 54: С. 5–12 DOI: <u>https://doi.org/10.15407/publishing2019.54.005</u>
- Блінов. І.В., Парус Є.В., Мірошник В.О., Шиманюк П.О., Сичова В.В. Модель оцінки доцільності переходу промислових споживачів до погодинного обліку електричної енергії на роздрібному ринку. *Енергетика: економіка, технології, екологія.* 2021. № 1. С. 88–97. DOI: <u>https://doi.org/10.20535/18135420.1.2021.242186</u>
- 6. George E. P. Box, Gwilym M. Jenkins, Gregory C. Reinsel, Greta M. Ljung. Time Series Analysis. Forecasting and control. John Wiley and Sons Inc., 2015. 712 p
- 7. Sepp Hochreiter, Jürgen Schmidhuber. Long Short-term Memory. *Neural computation*. 1997. Vol. 9. Pp. 1735–80.
- Guokun Lai, Wei-Cheng Chang, Yiming Yang, Hanxiao Liu Modeling Long- and Short-Term Temporal Patterns with Deep Neural Networks. Machine Learning. 2017. Pp 1–11. DOI: https://doi.org/10.48550/arxiv.1703.07015.
- Сичова В. В. Короткострокове прогнозування небалансів електричної енергії. Results of modern scientific research and development. Proceedings of the 9th International scientific and practical conference. Barca Academy Publishing. Madrid, Spain. 2021. Pp. 165–171.
- Blinov I., Miroshnyk V. and Sychova V. Comparison of models for short-term forecasting of electricity imbalances. 2022 IEEE 8th International Conference on Energy Smart Systems (ESS). IEEE, 2022. DOI: <u>https://doi.org/10.1109/ESS57819.2022.9969288</u>
- Сичова В. Прогнозування добових графіків сумарних небалансів електричної енергії в ОЕС України. Технічна електродинаміка. 2022. № 4. С 59–63. DOI: <u>https://doi.org/10.15407/techned2022.04.059</u>.

COMPARISON OF THE RESULTS OF SHORT-TERM FORECASTING OF ELECTRICITY IMBALANCES OF THE IPS OF UKRAINE USING AUTOREGRESSIVE MODELS AND ARTIFICIAL NEURAL NETWORKS

V.V. Sychova

Institute of Electrodynamics of the National Academy of Sciences of Ukraine pr. Peremohy, 56, Kyiv, 03057, Ukraine e-mail: <u>shorl@ukr.net</u>

The article presents the results of the study of models for short-term forecasting of overall electricity imbalances in the IPS of Ukraine. The analysis of forecasting results obtained using different types of autoregressive models and two forecasting models based on artificial neural networks was performed. Conducted research based on actual data of the balancing market of electric energy of Ukraine showed the effectiveness of using artificial neural networks for the specified task. It is shown that the application of the LSTM (Long short-term memory) artificial neural network model achieves the highest forecasting accuracy for both positive and negative electricity imbalances, respectively, compared to forecasting using autoregressive models. Bibl. 11, fig. 3, table.

Key words: short-term forecasting, electricity imbalances, autoregression, neural networks.

- Kyrylenko O.V., Pavlovsky V.V., Blinov I.V. Scientific and technical support for organizing the work of the IPS of Ukraine in synchronous mode with the Continental European power system ENTSO-E. *Tekhnichna Elektrodynamika*. 2022. No 5. Pp. 59–66. DOI: <u>https://doi.org/10.15407/techned2022.05.059</u> (Ukr)
- 2. On the electricity market: Law of Ukraine No 2019-VIII of 13.04.2017.
- Ivanov H.A., Blinov I.V., Parus Ye.V., Miroshnyk V.O. Component models for analyzing the impact of renewable energy sources on the market price of electricity in Ukraine. *Tekhnichna Elektrodynamika*. 2020. No 4. Pp. 72–75. DOI: <u>https://doi.org/10.15407/techned2020.04.072</u>
- Blinov I.V., Miroshnyk V.O., Shymanuk P.V. Short-term interval forecast of total release of electricity by producers from renewable energy sources. *Pratsi Instytutu elektrodynamiky NAN Ukrainy*. 2019. No 54. Pp. 5– 12. DOI: <u>https://doi.org/10.15407/publishing2019.54.005</u>
- Blinov I.V., Parus E.V., Miroshnyk V.O., Shymaniuk P.O., Sychova V.V. Model of evaluation the feasibility of industrial customers to hourly accounting of retail electricity market. *Enerhetyka: ekonomika, tekhnolohii, ekolohiia.* 2021. No 1. Pp. 88–97. DOI: <u>https://doi.org/10.20535/1813-5420.1.2021.242186</u>
- 6. George E. P. Box, Gwilym M. Jenkins, Gregory C. Reinsel, Greta M. Ljung. Time Series Analysis. Forecasting and control. John Wiley and Sons Inc., 2015. 712 p.
- Sepp Hochreiter, Jürgen Schmidhuber. Long Short-term Memory. Neural computation. Vol. 9. 1997. Pp. 1735–80. DOI: <u>https://doi.org/10.1162/neco.1997.9.8.1735</u>
- Guokun Lai, Wei-Cheng Chang, Yiming Yang, Hanxiao Liu Modeling Long- and Short-Term Temporal Patterns with Deep Neural Networks. *Machine Learning*. 2017. Pp. 1–11. DOI: https://doi.org/10.48550/arxiv.1703.07015
- 9. Sychova V.V. Short-term forecasting of electricity imbalances. *Results of modern scientific research and development. Proceedings of the 9th International scientific and practical conference.* Barca Academy Publishing. Madrid, Spain. 2021. Pp. 165–171. (Ukr)
- Blinov I., Miroshnyk V. and Sychova V. Comparison of models for short-term forecasting of electricity imbalances. 2022 IEEE 8th International Conference on Energy Smart Systems (ESS). IEEE, 2022. DOI: https://doi.org/10.1109/ESS57819.2022.9969288
- Sychova V. Prediction of daily schedules of overall imbalances of electric energy in IPS of Ukraine. *Tekhnichna Elektrodynamika*. 2022. No 4. Pp. 59–63. DOI: <u>https://doi.org/10.15407/techned2022.04.059</u>

Надійшла: 10.02.2023 Прийнята: 01.03.2023

Submitted: 10.02.2023 Accepted: 01.03.2023 УДК 621.316.72

GENERALIZED IDENTIFIER OF THE PRESENCE OF DISTORTIONS IN THE QUALITY OF ELECTRICITY

A.V. Voloshko^{*}, T.E. Dzheria^{**}

National Technical University of Ukraine "Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute", pr. Peremohy, 37, Kyiv, 03056, Ukraine e-mail: avolosko820@gmail.com, tatyanakurus0202@gmail.com

The development of measures to ensure the quality of electric energy is possible only after assessing the actual state of the quality of electric energy in all nodes of the electric network. Therefore, the basis of the system of ensuring the necessary quality of electric energy should be the system of its monitoring. An approach to the construction of a system for monitoring the quality of electrical energy in real time is presented by developing a generalized identifier for the presence of distortion of the quality of electrical energy, regardless of its type, time of appearance and duration, based on the construction of the spatial-temporal distribution of the information signal and subsequent orthogonal analysis of the frequency-temporal changes of its spectral components. This makes it possible to create a system for monitoring the quality of electric energy in contrast to existing methods, which use sequential processing of the measurement signal to determine individual indicators of the quality of electric energy, which makes it impossible to conduct it in real time. Ref. 3, fig. 4.

Keywords: power quality, distortion, reliability, artificial neural networks, orthogonal transformation, Lipshytsya's signal, wavelet analysis, Fourier analysis, frequency-time atoms, point smoothness, discontinuities of the first kind, sinusoidal signal.

Introduction. Analysis of the current state of Ukraine's electricity industry shows that its integration with the electricity sector of the EU is possible only if strict requirements for the parameters of power quality, which must be within acceptable levels set in regulations [1]. It should be noted that the quality of electricity significantly affects the reliability of Ukraine's electricity, and is a constant factor that can lead to unjustified economic losses of both direct energy companies and many consumers of electricity.

Literary review. As you know, there are two main groups of distortions in the quality of electricity: stationary (or quasi-stationary) and distortions that change over time. Harmonics and interharmonics, voltage fluctuations and voltage imbalances belong to the first group, and transients of voltage, voltage reduction / excess, voltage interruption and other high-frequency distortions are the second group.

A large number of methods for processing information signals are used to determine the quality of electricity. All of them have both advantages and disadvantages for their application in power quality monitoring systems [2].

The analysis of literature sources allowed to outline the main existing methods of identifying the presence and type of distortions in the quality of electricity:

- artificial neural networks (hidden Markov's models);
- based on expert systems;
- expert systems with fuzzy logic;
- SVM precedent-based teaching methodology;
- combined methods artificial neural networks and SVM;
- wavelets and Markov's models, fuzzy logic expert systems, and Fourier analysis.

Analysis of the application of these methods allowed to outline the most important problems in detecting and identifying distortions of electricity, which are not sufficiently resolved at present [3]. Based on the above, to build a system for monitoring the parameters of power quality, it is necessary to develop such methods and algorithms that implement them, which will:

• determine and identify the presence of voltage and current distortion in the electrical network;



• to ensure the definition of certain types of distortion that are simultaneously present in the electrical network;

• develop a generalized identifier for the distortion of power quality, which would allow real-time monitoring of power quality.

This article considers the approach to building a system for monitoring the quality of electricity in terms of developing a generalized identifier to determine the presence of distortions in the quality of electricity, the time of its occurrence and duration in real time.

Development of a method for unambiguous identification of the presence of distortions in the quality of electricity. According to scientific publications, real-time monitoring of power quality (PQ) parameters is currently impossible, as their determination requires time for data collection and statistical processing. Also, in most cases, each PQ parameter requires a separate algorithm and mathematical apparatus to determine. Currently, there is no generalized identifier for determining the presence of an arbitrary type of distortion. Therefore, it is important from a scientific and practical point of view to develop a method for unambiguous identification of deterioration of PQ in real time. As the results of many studies show, frequency-time atoms with different time carriers are needed to analyze the structure of signals of different durations. In orthogonal transformations, the wavelet function is used as a family of such frequency-time atoms $\psi_{us}(t)$ as a result of its scaling by the value *s* and offset by the value *u*:

$$\Psi_{u,s}(t) = \frac{1}{\sqrt{s}} \Psi\left(\frac{t-u}{s}\right),\tag{1}$$

In this case, the orthogonal transformation from the time of *u* and scale *s* is as follows

$$Wf(u,s) = \left\langle f, \psi_{u,s} \right\rangle = \int_{-\infty}^{+\infty} f(t) \frac{1}{\sqrt{s}} \psi\left(\frac{t-u}{s}\right) dt , \qquad (2)$$

where $\langle f, \Psi_{u,s} \rangle$ – scalar product.

As follows from expression (2), wavelet transform can focus on local signal structures using the object zoom procedure, which gradually decreases / increases the scale parameter. Features and smooth surfaces of the signal often contain basic information about its characteristics. Since the local signal smoothness is characterized by a decrease in the amplitude of the wavelet transform with decreasing scale, the paper examines the features and differences of the signal by analyzing the local maxima of wavelet transform at small scales, which allowed to detail the "anomalies" in the signal [2].

As noted in the scientific literature, the decrease in the amplitude of the wavelet coefficients depending on the scale is due to the uniform and point smoothness of the Lipshytsya's signal better. Measurement of this asymptotic decrease is equivalent to the approximation of signal structures at a scale that goes to zero. That is, if $f \in L^2(R)$ satisfies the condition Lipshytsya $\alpha, \alpha \leq n$, on [a,b], it exists A > 0 such that

$$\forall (u,s) \in [a,b] \times R^+ |Wf(u,s)| \le As^{\alpha + \frac{1}{2}}.$$
(3)

Inequality (3) is a condition of asymptotic decline |Wf(u,s)|, if s goes to zero. At the same time, when reducing the scale s function |Wf(u,s)| characterizes small-scale changes in the environment u. The scale s must be more than 2, otherwise, the sampling step may be larger than the wavelet carrier. Therefore, when calculating the smallest scale of wavelet transform is limited to the separation of discrete data. As is well known, discrete wavelet transform is calculated on a scale $2^j \ge s \ge \mu^{N-1}$, where μ may be large enough to eliminate the effect of inaccurate sampling on the smallest scale wavelets. Therefore, the largest scale 2^j should be chosen so that it is less than the distance between two consecutive features in time, in order to prevent the influence of other features on Wf(u,s).

At each scale 2^{j} representation of maxima gives value $Wf(u, 2^{j})$, where $|Wf(u, 2^{j})| - \text{local}$ maximum. In this case, when the value of the function f(t) offset on τ , each $Wf(u, 2^{j})$ also shifted to τ , as well as their maxima.

Approbation of research results. To verify the adequacy of the theoretical solution and its practical significance, we will conduct a comparative analysis of the results of signal processing using Fourier and wavelet analysis. The following are selected as information signals: the presence of breaks of the first kind (amplitude differences) and the presence of the third and fifth harmonics (Fig. 1 and Fig. 2).



The results of the Fourier analysis indicate the presence of anomalies in the signal (Fig. 1a) and the presence of the third and fifth harmonics (Fig. 1b), but without identifying the time of their occurrence and duration.

The results of the wavelet analysis, which are presented in Fig. 2 show the following. Values of wavelet coefficients of the first level of wavelet analysis (Wf(u,2j)) – cD1 indicate the presence of anomalies in the signal, characterize the time of their occurrence and duration. Reducing the scale of wavelet transform allows you to detail anomalies (cD2 – cD4).



Fig. 3 shows wavelet-conversion of information signals, namely, a – sinusoidal signal and the presence of voltage interruption, b – lowering and exceeding the voltage. Fig. 4 shows wavelet decomposition of distorted signals, namely, a – harmonics, b – short-term, and periodic distortions, and their scalograms. Let's analyze the influence of the presence of distortions that are present in the information signal on the results of its orthogonal transformation (Fig. 3 and Fig. 4).



Fig. 4

As follows from the results of the study, the presence in the signals of any type of distortion leads to the value of the detail coefficient of the first level of wavelet decomposition (cD1) different from zero.

In the presence of a sinusoidal signal cD1=0 – the information signal does not contain distortions. Distortion of the type of undervoltage and overvoltage also leads to the value of the coefficient cD1 indicating the beginning and end of distortion. The maximum values of wavelet coefficients are observed at the seventh and eighth levels of wavelet decomposition.

Distortions of the type of voltage interruption also lead to the value of the coefficient cD1. The presence of harmonic components in the signal is clearly manifested at the first level of wavelet decomposition of the signal. Short-term distortions lead to appearance cD1 - (short-term changes in its values). Repetitive high-frequency distortions (output voltage of the six-pulse converter) lead to the appearance of the coefficient cD1 in the form of a sequence of short values. **Conclusion.** Analysis of the current state of Ukraine's electricity industry shows that its integration with the electricity sector of the EU is possible only if strict requirements for power quality parameters, which must be within acceptable levels set in regulations. It should be noted that the quality of electricity significantly affects the reliability of Ukraine's electricity, and is a constant factor that can lead to unjustified economic losses of both direct energy companies and many electricity consumers. To achieve this difficult task, first of all, you need clear control over the quality of electricity.

Fuzzy information about the specific amount of signal distortion, in turn, also incurs huge costs. Which becomes a prerequisite for finding solutions to improve the accuracy and speed of measurements of power quality indicators.

Analysis of the obtained results of wavelet transform of sinusoidal signal and distortions of electric energy quality (values of detailed coefficients of the first level of decomposition and scalogram) shows the possibility of direct detection of distortions and determination of the beginning and / or end of the corresponding distortion. This detail wavelength repetition rate has zero values at most points except those where the violation occurs.

That is, the presence of a detailed coefficient of wavelet analysis (cD1) can serve as a generalized identifier of the presence of distortion of the quality of electricity, regardless of its type. In other works, the sequential processing of the measuring signal is carried out to determine individual indicators of power quality, which makes it impossible to monitor the quality of electricity in real time.

- 1. EN 50160:2010&A1:2015&A2:2019&A3:2019 Voltage characteristics of electricity supplied by public electricity networks. (NSAI), 2019, 36 p.
- 2. Mallat S.A. A theory for multiresolution signal decomposition: The wavelet representation. IEEE Trans. Pattern Anal. Machine Intell. 1989. Vol. 11. Pp. 674–693. DOI: <u>https://doi.org/10.1109/34.192463</u>
- 3. Volodarsky E.T., Shcherbak L.M., Voloshko A.B. Generalized indicator of the presence of distortions in the quality of electricity. Certificate of copyright registration for the work № 66753 dated 19.07.2016.

УЗАГАЛЬНЕНИЙ ІДЕНТИФІКАТОР НАЯВНОСТІ СПОТВОРЕНЬ ЯКОСТІ ЕЛЕКТРИЧНОЇ ЕНЕРГІЇ

А.В. Волошко, Т.Е. Джеря

Національний технічний університет України «Київський політехнічний інститут імені Ігоря Сікорського», пр. Перемоги, 37, Київ, 03056, Україна

Розробка заходів із забезпечення якості електричної енергії можлива тільки після оцінки фактичного стану якості електричної енергії у всіх вузлах електричної мережі. Тому в основу системи забезпечення необхідної якості електричної енергії має бути покладена система її моніторингу. Представлено підхід до побудови системи моніторингу якості електричної енергії у реальному часі шляхом розробки узагальненого ідентифікатора наявності спотворення якості електричної енергії незалежно від його типу, часу появи та тривалості на основі побудови просторово-часового розподілу інформаційного сигналу і подальшого ортогонального аналізу частотно-часових змін його спектральних компонент. Це дає змогу створення системи моніторингу якості електричної енергії в реальному часі на відміну від існуючих методів, задля яких проводиться послідовна обробка вимірювального сигналу для визначення окремих показників якості електричної енергії, що унеможливлює його проведення в реальному часі. Бібл. 3, рис. 4.

Ключові слова: якість електроенергії, спотворення, надійність, штучні нейронні мережі, ортогональні перетворення, сигнал Ліпшиця, вейвлет-аналіз, аналіз Фур'є, частотно-часові атоми, точкова гладкість, розриви першого роду, синусоїдальний сигнал.

Надійшла: 05.04.2023 Прийнята: 21.04.2023

Submitted: 05.04.2023 Accepted: 21.04.2023
ЕЛЕКТРИЧНІ МАШИНИ ТА АПАРАТИ

УДК 629.113-83

DOI: https://doi.org/10.15407/publishing2023.64.036

ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНЕ ДОСЛІДЖЕННЯ ТЕПЛОВИХ ХАРАКТЕРИСТИК ЛІТІЙ-ІОННИХ АКУМУЛЯТОРІВ

В.Б. Павлов*, докт. техн. наук, О.Д. Подольцев**, докт. техн. наук, О.П. Западинчук, канд. наук з держ. упр., В.С. Павленко Інститут електродинаміки НАН України, пр. Перемоги, 56, Київ, 03057, Україна e-mail: mobil99@ukr.net, podol@ied.org.ua

У роботі подано докладний опис літій-іонних акумуляторів та способи їхнього застосування в технічних пристроях різного призначення. Наведено базові технічні характеристики основних типів промислових літієвих акумуляторів і показано, що нині на автономному електротранспорті знаходять застосування літійзалізо-фосфатні, літій-титанатні та літій-карбон-титанатні акумулятори. Також у роботі проведено аналіз результатів стендових випробувань літій-титанатних та літій-карбон-титанатних акумуляторів щодо їхнього температурного стану за різних значень зовнішньої температури та рівнів зарядно-розрядних струмів. Результати випробувань показали граничні значення температури нагрівання акумуляторів, а також зміну зарядного процесу за мінусової температури навколишнього середовища, що вимагає проведення необхідних заходів (охолодження або підігріву) у разі комплектації тягової акумуляторної батареї з випробуваних елементів. Бібл. 8, рисунок, табл. 12.

Ключові слова: літієві акумулятори, теплові характеристики, карбон, титанат, швидкий заряд, розряд, температура, ємність акумулятора.

У 60...80-і роки минулого століття на електромобілях, що випускалися та кількостях), експлуатувалися (y невеликих як джерела живлення здебільшого застосовувалися свинцево-кислотні, нікель-кадмієві та нікель-залізні акумуляторні батареї (АБ) з енергоємністю 30...45 Вт-ч/кг і перезарядними циклами у кількості 500...800 циклів.

Промислове виробництво літієвих акумуляторів стартувало в 1990 році, коли японська компанія Sony розпочала їхнє масове виготовлення, але для автономного електротранспорту тягові літієві акумулятори масово почали впроваджуватися лише в 21 сторіччі, починаючи приблизно з 2019 року.

На сьогоднішній день прийнято розрізняти два типи літієвих АБ – літій-іонні та літійполімерні.

Літій-полімерний акумулятор [1] (літій-іонний полімерний акумулятор (lithium-ion polymer battery); абревіатури: Li-Po, Li-polymer, LIP, Li-poly і т.д.) - це вдосконалена конструкція літій-іонного акумулятора. Як електроліт у ньому використовується полімерний матеріал. Застосовується в мобільних телефонах, цифровій техніці, радіокерованих моделях та ін. Звичайні побутові літій-полімерні акумулятори не здатні віддавати великий струм, але існують спеціальні силові літій-полімерні акумулятори, які можуть віддавати струм у 10 і навіть 130 разів, що перевищує чисельне значення ємності в ампер-годинах. До переваг Li-Po слід віднести велику щільність енергії на одиницю маси, низький самозаряд, слабко виражений ефект пам'яті, незначний перепад напруги впродовж розряду та, за даними виробників, досить широкий діапазон робочих температур (від -20 до +40 °C). До недоліків пожежонебезпечність під час перезаряджання та/або перегрівання. Для боротьби з цим явищем усі побутові акумулятори забезпечуються вбудованою електронною схемою, яка

[©] Павлов В.Б., Подольцев О.Д., Западинчук О.П., Павленко В.Є., 2023 ORCID ID: * <u>https://orcid.org/0000-0003-0565-265X</u>, ** https://orcid.org/0000-0002-9029-9397



запобігає перезаряду та перегріванню внаслідок занадто інтенсивного заряду. З цієї причини вони вимагають спеціальних алгоритмів зарядки (зарядних пристроїв).

Використання іонно-літієвих акумуляторів як тягового джерела живлення електромобілів на сьогоднішній день є найбільш масовим, що пояснюється насамперед високими питомими енергетичними характеристиками цих акумуляторних батарей, великим ресурсом роботи та незначним саморозрядом порівняно зі свинцево-кислотними, нікельзалізними та нікель-металогідридними АБ.

Базові технічні характеристики основних типів промислових літієвих акумуляторних батарей надано в табл. 1 [2, 3].

Найчастіше на автономному електротранспорті застосовуються літій-залізо-фосфатні та літій-титанатні акумулятори. Проте останнім часом знаходять все більше застосування й літій-карбон-титанатні АБ.

T		-		1
	ar	NIT	π	L
	a	<i>J</i>] <i>V</i>]	1171	L

Абревіатура АБ	LCO	NCA	NMC	LNO	LEP	LTO
	Lithium	Lithium	Lithium	Lithium	Lithium	Lithium
II	Calcalt	Diunum Ni dadi	NU: 1-1	Managana	Liunum	
Назва	Cobalt	Nickei	Nickel	Manganese	Iron	Titanate
	Oxide	Cobalt	Manganese	Spinel	Phosphate	
		Aluminium	Cobalt			
		Oxide	Oxide			
Напруга одиничного						
елементу, В:						
- номінальна	3,6	3,6	3,6-3,7	3,7	3,2-3,3	2,4
- робочий діапазон	3,0-4,2	3,0-4,2	3,0-4,2	3,0-4,2	2,5-3,65	1,8-2,85
Питома енергія за						
нормованого струму	150-240	200-260	150-240	100-150	90-120	70-80
розряду	Вт•год/кг	Вт•год/кг	Вт•год/кг	Вт•год/кг	Вт•год/кг	Вт•год/кг
Ресурс: заряд/розряд	500-1000	500	1000-2000	300-700	1000-2000	3000-11000

Літій-титанатний акумулятор – варіант літій-іонних акумуляторів, що використовує титанат натрію ($Li_4Ti_5O_{12}$) як анод. Для збільшення площі анод має нанокристалічну будову. Таке рішення дає змогу забезпечити площу поверхні анода до 100 м²/г порівняно з 3 м²/г для вуглецю, що сприяє значному збільшенню швидкості перезарядки та забезпеченню високої щільності струму. Станом на 2017 рік літій-титанатні батареї здатні забезпечити густину енергії до 175 Вт/л. Крім того, ці акумулятори мають високу надійність і можуть працювати за більш низьких температур, ніж класичні іонні літій (-30 °C).

Недоліком літій-титанатних акумуляторів є більш низька робоча напруга (2,4 В), що призводить до меншої питомої енергії (близько 30...110 Вт год/кг), ніж у звичайних літійіонних батарей, що мають стандартну напругу (3,7 В).

Літій-карбон- титанатний акумулятор (*Carbon titanate cell LPCO*) є другим поколінням літій-титанатних акумуляторів, розроблених американською компанією Microvast та виготовлених на основі пористого вуглецю титанату літію $Li_4Ti_5O_{12}$ (porous carbon).

Як анод у карбон титанатному акумуляторі використано модифікований пористий вуглець із розміром частинок й морфологією, подібними до класичного графіту, і площею поверхні, що в 20 разів перевищує площу поверхні графіту. Велика площа поверхні забезпечує збільшений канал, який значно підвищує рухливість та інжекцію літій-іона, що допомагає акумулятору досягти високої швидкості заряджання та тривалої роботи.

Завдяки таким технологіям вдалося значно збільшити щільність енергії, що накопичується, зменшити масу та габарити карбон-титанатного акумулятора. Водночас сталося незначне, порівняно з літій-титанатним акумулятором, зниження ресурсу, який у карбон-титанаті складає 10000 циклів.

Робочий діапазон напруг карбон-титанатного акумулятора складає 2,7...4,3 В, що відповідає діапазону стандартного літій-іонного акумулятора. Це дає змогу використовувати поширені плати захисту *BMS* (*battery management system*), які розроблено для літій-іонних батарей. Але, незважаючи на перевагу карбон-титанатної технології, літій-титанатна розробка від *Toshiba SCiD* залишається на сьогодні акумулятором із найвищим строком служби поміж усіх технологій, що виробляються серійно, виробники яких досі не перевищили ресурсу в 25000 повних циклів [8].

У табл. 2 показано зведені технічні характеристики літій-залізо-фосфатних АБ різних виробників [4-7].

Зважаючи на високу надійність і широкий діапазон робочих температур літійтитанових та літій-залізо-фосфатних акумуляторів, а також спираючись на їхню можливість підтримувати майже стабільний рівень напруги до повного розряду, виробники застосовують їх як накопичувачів енергії в системах автономного електроживлення електромобілів.

№	Назва виробника	Ємність С, А·год	Напруга <i>U</i> , В	<i>Е</i> , <mark>Вт — год</mark> кг	E	Ресурс: заряд/розряд
1	Shenzhen RJ					
	Energy Co.Ltd	240	3,2	-	-	<6000
2	IMREN	4,2	3,7	-	-	500
3	Victron Energy	6,0	12,8	64	-	<5000
4	Ultralife	55,8	12,8	90	-	<5000

У той же час, ураховуючи значно більший ресурс літій-титанових акумуляторів, ніж літій-залізо-фосфатних, можна припустити, що надалі їм віддаватимуть більшу перевагу за існуючих темпів розвитку електротранспорту різного типу.

Тому **метою цієї роботи** є стендові випробування літій-титанатових і літій-карбонаттитанатових акумуляторів щодо їхнього температурного стану під час заряду та розряду різними за величиною струмами за різних значень температури навколишнього середовища та комплектації зазначеними елементами тягових акумуляторних батарей, призначених для електротранспорту, що працює в жорсткому режимі експлуатації.

Хід експерименту. Для вимірювання температурного режиму літієвих акумуляторних батарей було створено стенд, що включає блоки акумуляторних батарей АБ1 і АБ2 із чотирьох елементів у кожному блоці з напругою 12...16 В; регульоване джерело постійної напруги 1...100 В і струмом до 100 А; вимірювальні прилади – вольтметр М42300, 1,5; амперметр 3538, 05 ГОСТ 8711-78; пірометр 66 ІК Тhermometer; електрошафу (максимальна температура +500 °C); морозильну камеру (мінімальна температура -15 °C). Струм заряду та розряду змінювався від 1 до 3 С, де С – ємність акумулятора. За С = 21 А·год струм 1С \approx 21 А струм 3С \approx 63 А. Для отримання об'єктивних (середніх) значень експеримент у кожному режимі часто проводився декілька разів, що вимагало чимало часу.



У подальшому: АБ1 – літій-титанатні акумулятори, АБ2 – літій-карбонат-титанатні акумулятори.

Зовнішній вигляд одного елемента літій-титанатного акумулятора показано на рисунку.

Елемент літій-карбонат-титанатного акумулятора аналогічний.

У табл. 3 показано результати заряду АБ1 струмом 3С, а у табл. 4 – розряд відразу після заряду. Розряд струмом 1С після відстою протягом 12 годин показано в табл. 5.

Таблиня 2

Таблиця 3

	Початкова	Кінцева	Початкова	Кінцева	Струм заряду/	Час заряду/	Смність АБ,	Температура
N⁰	напруга,	напруга,	температура,	температура,	розряду,	розряду,	А·год	навколишнього
п/п	В	В	°C	°C	А	XB		середовища, °С
				АБ	1. Заряд 3С			
1	2,91	4,21	20	48	63,01	20	21	20
2	3,01	4,31	20	48	62,49	20	21	20
3	3,10	4,30	20	47	63,10	20	21	20
4	2,87	4,31	20	49	62,90	20	21	20
5	2,93	4,32	20	48	63,00	20	21	20
6	2,82	4,28	20	49	63,02	20	21	20
7	2,91	4,32	21	48	62,90	20	21	21
8	2,93	4,31	21	50	63,00	20	21	21
9	3,01	4,30	21	49	63,10	20	21	21

Таблиця 4

	Початкова	Кінцева	Початкова	Кінцева	Струм заряду/	Час заряду/	Смність АБ,	Температура
N⁰	напруга,	напруга,	температура,	температура,	розряду,	розряду,	А·год	навколишнього
п/п	В	В	°C	°C	А	XB		середовища, °С
			Al	Б1. Розряд відр	азу після заряд	y 3C		
1	4,31	2,75	40	52	63,08	20	21	20
2	4,28	2,68	40	53	62,90	20	21	20
3	4,30	2,70	40	52	63,10	20	21	20
4	4,35	2,71	35	49	62,90	20	21	19
5	4,21	2,68	35	48	63,00	20	21	19
6	4,30	2,70	35	49	63,20	20	21	19

Таблиця 5

	Початкова	Кінцева	Початкова	Кінцева	Струм заряду/	Час заряду/	Ємність АБ,	Температура
N⁰	напруга,	напруга,	температура,	температура,	розряду,	розряду,	А·год	навколишнього
п/п	В	В	°C	°C	А	XB		середовища, °С
			АБ1. Роз	ряд 1С після н	ічного відстою	– 12 годин		
1	4,00	2,70	21	31	21,20	60	21	21
2	4,00	2,71	21	30	21,00	60	21	21
3	4,10	2,68	21	30	21,10	60	21	21
4	4,00	2,75	20	31	21,00	60	21	20
5	4,08	2,70	20	31	21,20	60	21	20
6	4,10	2,71	20	30	20,90	60	21	20
7	4,05	2,70	19	30	21,30	60	21	19
8	4,00	2,70	19	31	21,10	60	21	19

Із наведених таблиць видно, що за температури навколишнього середовища 19...21 °C у разі заряду та розряду струмом 3C, температура акумулятора незначно відрізняється (на 2...3 °C вище під час розряду), у той же час струм розряду 1C незначно впливає на підвищення температури елемента, як показано в табл. 5.

Аналогічні результати з випробування літій-карбонат-титанатного акумулятора наведено в табл. 6 і 7. Слід відзначити дещо підвищену температуру (на 2...3 °C) акумуляторів АБ2 під час розряду порівняно з елементами АБ1 (табл. 5).

								Таблиця 6
	Початкова	Кінцева	Початкова	Кінцева	Струм заряду/	Час заряду/	Ємність АБ,	Температура
№	напруга,	напруга,	температура,	температура,	розряду,	розряду,	А·год	навколишнього
п/п	В	В	°C	°C	Α	XB		середовища, °С
				АБ2. З	Варяд 1С			
1	3,47	4,30	19	24	21	60	21	19
2	3,20	4,31	19	24	21	60	21	19
3	3,00	4,28	19	24	21	60	21	19
4	3,33	4,32	20	25	21	60	21	20
5	3,40	4,31	20	24	21	60	21	20
6	3,29	4,30	19	24	21	60	21	19
7	3,43	4,29	19	25	21	60	21	19
8	3,45	4,30	19	24	21	60	21	19

У табл. 8–10 показано результати випробувань за підвищеної температури навколишнього середовища до +40 °С.

Із таблиць видно, що під час заряду струмом 1С (табл. 8), як і за зовнішної температури 20 °С (табл. 6), нагрів елементів не перевищує 4...5 °С, а під час розряду струмом 3С (табл. 9) різниця температур елементів дуже суттєва – до 10 °С, (порівняно із зарядом табл. 8), відповідно відрізняються й показники нагріву під час розряду струмом 2С і 3С (табл. 9, 10) у бік збільшення відповідно до підвищення струму розряду.

У табл. 11 показано заряд АБ1 струмом 1С та 3С за початкової температури акумулятора від -12 до -4 °С, а в табл. 12 аналогічні показники надано для АБ2 і струму 3С.

								Таблиця 7
	Початкова	Кінцева	Початкова	Кінцева	Струм заряду/	Час заряду/	Смність АБ,	Температура
N⁰	напруга,	напруга,	температура,	температура,	розряду,	розряду,	А•год	навколишнього
п/п	В	В	°C	°C	А	XB		середовища, °С
				АБ2. Р	озряд ЗС			
1	4,25	2,71	22	54	63	20	21	20
2	4,31	2,68	22	55	63	20	21	20
3	4,25	2,70	20	54	63	20	21	20
4	4,09	2,73	20	54	63	20	21	20
5	4,29	2,70	19	54	63	20	21	19
6	4,10	2,72	19	55	63	20	21	19
7	4,20	2,70	20	55	63	20	21	19

Таблиця 8

	Початкова	Кінцева	Початкова	Кінцева	Струм заряду/	Час заряду/	Ємність АБ,	Температура
N⁰	напруга,	напруга,	температура,	температура,	розряду,	розряду,	А•год	навколишнього
п/п	В	В	°C	°C	Α	XB		середовища, °С
			АБ 2. З	Варяд 1С. Тепло	ові випробувані	ня +40 °С		
1	3,21	4,29	40	45	21	60	21	40
2	3,40	4,30	40	44	21	60	21	40
3	3,20	4,30	40	45	21	60	21	40
4	3,29	4,31	40	46	21	60	21	40
5	3,45	4,30	40	45	21	60	21	40
6	3,29	4,28	40	44	21	60	21	40
7	3,24	4,31	40	45	21	60	21	40

								Таблиця 9
	Початкова	Кінцева	Початкова	Кінцева	Струм заряду/	Час заряду/	Ємність АБ,	Температура
N⁰	напруга,	напруга,	температура,	температура,	розряду,	розряду,	А•год	навколишнього
П/П	В	В	°C	°C	А	XB		середовища, °С
				АБ 2. Г	озряд 3С			
1	4,22	2,71	40	66	63	20	21	40
2	4,25	2,70	40	67	63	20	21	40
3	4,22	2,70	40	67	63	20	21	40
4	4,21	2,72	40	66	63	20	21	40
5	4,26	2,71	40	65	63	20	21	40
6	4,21	2,70	40	67	63	20	21	40
7	4,22	2,71	40	66	63	20	21	40

Із наведених таблиць 11 і 12 видно, що в межах початкових вимірюваних температур (-12, -7 і -4 °С) істотних змін у зарядному процесі не відбулося, оскільки температура АБ відносно швидко досягала значення температури навколишнього середовища (18...20 °C). Водночас, якщо експлуатація акумуляторів триває за мінусової температури -20...-40 °C, то їхня ємність може знижуватися на 20...30 %, що вимагає підігріву пластин.

								Таблиця 10
	Початкова	Кінцева	Початкова	Кінцева	Струм заряду/	Час заряду/	Ємність АБ,	Температура
Nº ⊐/⊐	напруга,	напруга,	температура,	температура,	розряду,	розряду,	А•год	навколишнього
11/11	В	В	°C	°C	Α	XB		середовища, °С
				АБ 2. Р	озряд 2С			
1	4,25	2,70	40	62	42	40	21	40
2	4,28	2,70	40	61	42	40	21	40
3	4,24	2,71	40	62	42	40	21	40
4	4,27	2,72	40	63	42	40	21	40
5	4,29	2,73	40	64	42	40	21	40
6	4,21	2,70	40	63	42	40	21	40
7	4,21	2,72	40	62	42	40	21	40

Таблиня 11

								таолиця тт
	Початкова	Кінцева	Початкова	Кінцева	Струм заряду/	Час заряду/	Смність АБ,	Температура
N⁰	напруга,	напруга,	температура,	температура,	розряду,	розряду,	А•год	навколишнього
п/п	В	В	°C	°C	А	XB		середовища, °С
			АБ1-1	2 °С – охолодж	кення 18 годин.	Заряд 1С		
1	3,68	4,30	-12	30	10	120	21	18
				АБ1. З	Заряд ЗС			
2	3,10	4,30	-7	42	63,00	20	21	18

Таблиня 12

								i wonniqui i 2
	Початкова	Кінцева	Початкова	Кінцева	Струм заряду/	Час заряду/	Ємність АБ,	Температура
N⁰	напруга,	напруга,	температура,	температура,	розряду,	розряду,	А•год	навколишнього
п/п	В	В	°C	°C	А	ХВ		середовища, °С
АБ2. Заряд ЗС								
1	3,40	4,31	-4	47	63	20	21	19
2	3,01	4,30	-8	50	63,10	20	21	20

Через це було проведено випробування нагрівальних елементів пластинчастого типу – плівкових і матер'яних, які можуть закладатися між акумуляторними пластинами під час збирання тягової батареї.

Випробування показали, що:

- нагрівальні елементи (плівкові та матер'яні) у відкритому стані за живлення від джерела 12 В нагрівалися до 50...60 °С, споживаний струм становив 1,8 А для плівкового елемента й 2,6 А для матер'яного;

- дві АБ із нагрівальним елементом між ними прогрівалися після включення від початкової температури -5 до +4 С^о за 10…15 сек.;

- нагрівальні елементи за напруги 1,7…4 В і струму 0,5 А мали нагрів 25…30 °С, а за напруги 3,35…7,5 В – 33…49 °С.

Висновки. У результаті проведених випробувань акумуляторних батарей АБ1 та АБ2 можна відзначити таке:

- АБ мають досить стабільні показники за ємністю та температурою нагріву в разі заряду та розряду струмом 1С та 3С;

- АБ за заряду 1С нагрівалися до 24...25 °С, а за заряду 3С температура іноді досягала 55 °С (за температури навколишнього середовища 18...20 °С);

- теплові випробування за 40 °C АБ2 показали, що в разі заряду 1С температура елемента досягала 44...45 °C, а в разі заряду 2С – 62...63 °C, в разі розряду 3С температура елемента досягала 66...67 °C;

- за початкової температури -4 °C і заряду 3C прогрів АБ2 відбувався за 2...3 хвилини за постійного зниження опору до режиму заряда, що встановився. Істотного зменшення ємності АБ за температури -12, -4 °C не відзначалося.

Таким чином, результати проведених випробувань дають підставу констатувати, що елементи АБ1 і АБ2 можуть бути використані для формування акумуляторної батареї великої енергоємності з урахуванням заходів з охолодження за температури навколишнього середовища до +40 °C і підігріву за мінусової температури. Водночас для кожного окремого блока АБ, залежно від призначення та експлуатаційних умов, інтенсивність повітряного потоку визначається максимальною температурою елемента, а підігрів елементів здійснюється шляхом чергування акумуляторних та нагрівальних елементів, укладених в одному блоці. Нагрівальні елементи можуть підключатися до джерела живлення різної напруги.

Фінансується за держбюджетною темою "Розвиток теорії електротехнологічних процесів та розроблення ефективних електроплавильних і електрозарядних систем з керованим електромагнітним впливом" (шифр "Елтех"), що виконується за Постановою Президії від 29.06.2021 р., протокол № 8. Державний реєстраційний номер роботи 01220000839.

- 1. Щербань А.П., Ларін В.Ю. Принципи роботи та особливості використання літій-полімерних акумуляторів. *Технологический аудит и резервы производства*. 2015.№ 3/2 (23). С. 83–84.
- 2. Інтернет ресурс. Режим доступу: <u>http://batteryuniversity.com/leart/article/types_of_lithium_ion</u>
- Chao-Yang Wang and other. «A Fast Rechargeable Lithium-Ion Battery at Subfreezing Temperatures». Journal of The Electrochemical Society, 163 (9) A1944-A1950 (2016), Manuscript submitted May 4, 2016; revised manuscript received June 10, 2016. Published July 13, 2016. Режим доступу: http://jes.ecsdl.org/content/163/9/ A1944.full.pdf+html.
- 4. Інтернет ресурс. Режим доступу: <u>http://www.amazon.com/Lithium-PhosphateLiFePO4-Battery-Prismatic/</u> dp/B07RZR4TZW
- 5. Інтернет ресурс. Режим доступу: http://www.alibaba.com/product-detail/lithium-iron-phosphate-22650-3-7V_60793448300.html?spm=a2700.7735675.normalList.4.6dle48d8Q2RGjL&s=p
- 6. Інтернет ресурс. Режим доступу: http://www.victronenergy.com/upload/documents/Datasheet-12,8-&-25,6-Volt-lithium-iron-phosphate-batteries-Smart-EN.pdf
- 7. Інтернет ресурс. Режим доступу: <u>http://www.ultralifecorporation.com/PrivateDocuments/</u> BR_Lead_Acid_ Replacemant.pdf
- 8. Карботитанатный аккумулятор. Циклопедия cyclowiki.org > wiki > Карботитанатный_аккумулятор

EXPERIMENTAL STUDY OF THERMAL CHARACTERISTICS OF LITHIUM-ION BATTERIES

V.B. Pavlov, O.D. Podoltsev, O.P. Zapadynchuk, V.E. Pavlenko

Institute of Electrodynamics of the National Academy of Sciences of Ukraine,

pr. Peremohy, 56, Kyiv, 03057, Ukraine e-mail: mobil99@ukr.net, podol@ied.org.ua

The work gives a detailed description of lithium-ion batteries and methods of their use in technical devices of various purposes. The basic technical characteristics of the main types of industrial lithium batteries are presented and it is shown that lithium-iron-phosphate, lithium-titanate and lithium-carbon-titanate batteries are currently used in autonomous electric vehicles. The work also analyzed the results of bench tests of lithium-titanate and lithium-carbon-titanate batteries in terms of their temperature state at different values of external temperature and different levels of charge-discharge currents. The results of the tests showed the limit values of the battery heating temperature, as well as a change in the charging process at sub-zero ambient temperatures, which requires the necessary measures - cooling or heating - when assembling the traction battery from the tested elements. Bibl. 8, figure, tables 12.

Key words: lithium batteries, thermal characteristics, carbon, titanate, fast charge, discharge, temperature, battery capacity.

- Shcherban A.P., Larin V.Yu. Principles of operation and features of the use of lithium-polymer batteries. *Technological audit and production reserves*. 2015. No. 3/2 (23). WITH. Pp. 83–84. DOI^ <u>https://doi.org/10.15587/2312-8372.2015.42517</u>
- 2. Internet resource. Access mode: http://batteryuniversity.com/leart/article/types_of_lithium_ion
- Chao-Yang Wang and other. "A Fast Rechargeable Lithium-Ion Battery at Subfreezing Temperatures". *Journal of The Electrochemical Society*, 163 (9) A1944-A1950 (2016), Manuscript submitted May 4, 2016; revised manuscript received June 10, 2016. Published July 13, 2016. Access mode: <u>http://jes.ecsdl.org/content/163/9/A1944.full.pdf+html</u>. DOI: <u>https://doi.org/10.1149/2.0681609jes</u>
- 4. Internet resource. Access mode: <u>http://www.amazon.com/Lithium-Phosphate</u>LiFePO4-Battery-Prismatic/dp/B07RZR4TZW
- Internet resource. Access mode: http://www.alibaba.com/product-detail/lithium-iron-phosphate-22650-3-7V_60793448300.html?spm=a2700.7735675.normalList.4.6dle48d8Q2RGjL&s=p
- 6. Internet resource. Access mode: http://www.victronenergy.com/upload/documents/Datasheet-12,8-&-25,6-Volt-lithium-iron-phosphate-batteries-Smart-EN.pdf
- 7. Internet resource. Access mode: <u>http://www.ultralifecorporation.com/PrivateDocuments/</u> BR_Lead_Acid_Replacemant.pdf
- 8. Carbotitanate battery. Cyclopedia. cyclowiki.org > wiki > Carbotitanatny_accumulator

Надійшла: 21.03.2023 Прийнята: 29.03.2023

Submitted: 21.03.2023 Accepted: 29.03.2023

TUNING THE ANGULAR SPEED CONTROLLER OF THE REACTIVE FLYWHEEL OF THE NANOSATELLITE ORIENTATION SYSTEM

K.P. Akinin*, V.G. Kireyev**

Institute of Electrodynamics, National Academy of Sciences of Ukraine, pr. Peremohy, 56, Kyiv, 03057, Ukraine e-mail: kvg2016@ukr.net

The paper describes reactive flywheels based on brushless magnetoelectric motors for controlling the spatial orientation of satellites, developed at the Institute of Electrodynamics of the National Academy of Sciences of Ukraine. The main attention is paid to the problem of implementing a rotor angular speed and position sensor, provided that it can be integrated into the motor design. The influence of the number of feedback signal pulses per one revolution of the motor shaft on the tuning of the reactive flywheel angular speed controller is studied under the condition that the ripple range at the controller output signal is limited at a given level. The dependences of the filter time constant and the controller gains on the value of the reactive flywheel angular speed and on the number of feedback signal pulses per revolution are obtained. Ref. 8, fig. 5, table.

Key words: nanosatellite, reactive flywheel, brushless magnetoelectric motor, control system, angular speed sensor, angular speed controller.

Introduction. The development of the technology of nano- and microsatellites is primarily associated with the tendency to reduce the cost of spacecraft designed to solve specific applied problems in space, as well as the need to operate satellites as part of a group, which expands the range of tasks that cannot be solved by a single spacecraft. Today, there is a conditional classification of such satellites, according to which devices weighing from 0.1 kg to one kilogram are assigned to the class of picosatellites, from 1 kg to 10 kg - to nanosatellites and from 10 kg to 100 kg - to microsatellites [1]. The variety of forms of vehicles and the possibility of simultaneously launching several satellites using one launch vehicle predetermined their standardization in terms of geometric dimensions. This is how the CubeSat standard appeared, according to which the satellite has a size of $10 \times 10 \times 10$ cm and a weight of 600 grams to 1.33 kg. A satellite may consist of several of these units, therefore, according to the classification by mass, it can correspond to any of the types listed above.

Like any spacecraft, CubeSat satellites are structurally composed of one or more onboard computers, active and passive orientation systems, power sources - solar panels and batteries, communication systems with a control center, payload, and so on. Placing all these systems in a limited volume is a complex task that requires the developer to constantly search for compromise solutions between cost, control quality and weight and size indexes. Particularly acute is the problem of ensuring all consumers with electricity, the largest of which and the most expensive is an active attitude control system constructed using reactive flywheels. The use of reactive flywheels to control the angular position of the satellite in the best way allows you to perform the functions of an attitude control system, namely: accurate orientation of the spacecraft in space, reliable stabilization of its position and high speed when compensating for unwanted disturbances acting on the device.

The operation of the satellite orientation system in space using reactive flywheels is based on the use of the fundamental law of conservation of momentum in a closed system of bodies. Since negligible external forces act on a spacecraft in outer space, any interaction of moving bodies associated with the satellite body leads to a change in its spatial position. The principle of orientation using flywheels is that when an electromagnetic torque is applied to the flywheel rotor, its stator is affected by an equal torque of the opposite sign, called the reactive moment. Since the flywheel stator is rigidly fixed in the satellite body, the entire spacecraft is exposed to this effect and makes a turn around the flywheel axis in the opposite direction from the direction of the flywheel motor torque. Depending on the tasks solved by the space mission, there can be from one to four



flywheels on board [2, 3], which operate during the entire flight and are, as a rule, the main consumers of electricity. Therefore, in the vast majority of cases, for the implementation of reactive flywheels, the most economical and small-sized among all electrical machines are used brushless electric motors with permanent magnets [4–6].

In [4], an overview of the implementation variants for reactive flywheels is presented, as well as the principles for development of the structure proposed by the authors. When designing reactive flywheels, a number of important factors must be taken into account, but this paper will consider only some of the features of tuning a control system.

The purpose of the paper is to present the experience of developing reactive flywheels for satellite control, obtained at the Institute of Electrodynamics of the National Academy of Sciences of Ukraine, as well as to study the features of tuning the angular speed controllers depending on the characteristics of the motor mechanical coordinates sensor.

The main material and research results. The authors of the paper already have successful experience in creating a reactive flywheel (Fig. 1 a) for the PolyITAN-2-SAU nanosatellite, developed at the National Technical University of Ukraine "KPI", which was launched into the Earth's orbit in May 2017 and successfully completed the entire mission period [7]. The satellite was equipped with a flywheel for a single-axis attitude control system. In the flywheel drive, a brushless magnetoelectric motor (BMM) with an external rotor and an integrated control system was used [4]. In continuation of this work, flywheels were created for the triaxial layout of the attitude control system (Fig. 1 b).

Table shows the main characteristics of two types of flywheels (Fig. 1).

The BMM-based

reactive flywheel is a space-use device that has specific requirements. Some of the features of its implementation will be discussed below.

The reactive flywheel is subject to increased requirements to achieve minimum weight and size indexes, economy of operation and high reliability. In addition, it is necessary





Fig. 1

b

to provide a zero error when processing the input reference signal, which is achieved by implementing an angular speed astatic control system.

The nature of the reactive flywheel operation mode is determined by the relatively large moment of inertia on the motor shaft. while its mechanical load is determined only by the resistance of the bearings, eddy current losses in the windings, and also by the aerodynamic resistance of the rotating rotor. The latter is possible only in terrestrial conditions or when the body of the motor-flywheel

Parameter	Flywheel motor (Fig. 1 <i>a</i>)	Flywheel motors (Fig. 16)	
Kinetic moment	0,0135 Nms	0,09 Nms	
Speed range	±6000 rpm	±6000 rpm	
Maximum power consumption at 6000 rpm	0,012 W	0,018 W	
Maximum allowed power consumption	1 W	2 W	
Maximum motor torque	0,05 Nm	0,15 Nm	
Mass	0,2 kg	0,42 kg	
Overall dimensions	Φ 52×42 mm	74×74×33 mm	
Supply voltage	2,63,6 V	2,63,6 V	
Operating temperature	-30+50 °C	-30+50 °C	

is sealed. In space, the motor load is determined only by the bearings resistance torque and eddy current losses in the windings.

Under the conditions of structural minimization of the reactive flywheel hardware, there are special requirements for the implementation of the mechanical coordinate sensor, with the help of which signals are generated corresponding to the angular speed and position of the rotor. To develop such a sensor, one should strive to use existing motor elements, or the additional elements introduced should be install into the motor design, that is, the integration of mechanical coordinate sensor elements into the flywheel design should not lead to an increase in the overall dimensions of the entire device.

One of the variants for constructing a mechanical coordinate sensor that satisfies this principle is the integration of Hall sensors into the active zone of an electric motor to form a sequence of pulses. In the simplest case, when installing discrete Hall sensors, according to the number of phases of the stator winding, you can easily form a sequence of pulses, the number of which per revolution of the flywheel shaft is equal to

$$N = 2 p m, \tag{1}$$

where p is the number of pairs of poles; m is the number of motor phases. In this case, the pulse reiteration period is determined by the formula

$$T_N = \frac{2\pi}{N\omega},\tag{2}$$

where ω is the angular speed of the rotor.

When using analog Hall sensors, the number N of pulses can be increased [8].

Let's study the modes of operation of the reactive flywheel. Under the conditions of a sinusoidal distribution of magnetic induction in the gap, electrical and magnetic symmetry of the motor, as well as neglecting losses in iron, the mathematical model of a brushless motor with a slotless stator and when a surface installation of magnets on the rotor in the coordinate system of the rotor d and q [8] has the form

$$L\frac{di_d}{dt} = -R i_d + p L\omega i_q + u_d; L\frac{di_q}{dt} = -R i_q - p L\omega i_d - k_m \omega + u_q; e = k_{m1}\omega;$$
(3-5)

$$J \frac{d\omega}{dt} = \Delta M ; \ \Delta M = M - M_L; \ \frac{d\theta}{dt} = \omega ; \ M = 0.5 \, m \, k_{m1} \, i_q, \tag{6-9}$$

where i_d , i_q , u_d , u_q are stator currents and voltages in the rotor coordinate system d and q; R, L are active resistance and inductance of the stator winding; k_{m1} is motor torque coefficient; J is the moment of inertia of the flywheel rotor; ΔM is dynamic torque; M is motor torque; M_L is mechanical load torque; θ is the angle of rotation of the rotor.

The proposed flywheel motor has the following parameters p=2, m=3, R=0,313 Ohm, $L=2,2\cdot10^{-5} H$, $J=1,399\cdot10^{-5} kg m^2$, maximum values of the angular speed and amplitude of the stator EMF are $\omega_{\text{max}} = 628,318 s^{-1}$ and $E_{1\text{max}} = 1,732 V$. The electromagnetic time constant of the stator winding is defined as $T_E = L/R = 7,029\cdot10^{-5} s$, and the motor torque coefficient k_{m1} depends on the characteristics of the motor core and for the system of equations (3-9) is defined as $k_{m1} = E_{1\text{max}}/\omega_{\text{max}} = 0,002757 T m^2$.

Considering that the electromagnetic time constant T_E of the stator winding of the BMM is relatively small, and also that the flywheel motor rotates under a small mechanical load, we can neglect the direct component of the stator current, that is, assume $i_d = 0$. In this case, equation (3) is eliminated.

The smallness of the value of the electromagnetic time constant T_E of the stator windings affects the choice of the structure of the semiconductor converter for the formation of stator currents. In this case, when the motor windings are powered by a voltage inverter with pulse-width modulation, current smoothing becomes impossible without increasing the switching frequency.

Then there are two variants for solving the problem. Either introduce additional phase inductances into the converter circuit, which will lead to an increase in weight and size and is an unacceptable solution, or generate stator currents from a voltage inverter without pulse-width control when a smoothed regulated voltage is connected to the inverter input. In the latter case, the structure "BMM - voltage inverter" becomes similar in some properties to a DC collector motor. Neglecting the influence of the electromagnetic time constant T_E of the stator winding due to its smallness, the BMM equations can be written in a simpler form

$$2L\frac{dI}{dt} = -2RI - E + U; \ E = k_{m2}\omega; \ J\frac{d\omega}{dt} = \Delta M;$$
(10-12)

$$\Delta M = M - M_L; \frac{d\theta}{dt} = \omega; M = k_{m_2} I, \qquad (13-15)$$

where *I*, *E*, *U* are the current and EMF of the stator, as well as the voltage in the DC link of the voltage inverter; k_{m2} is motor torque coefficient, which for the system of equations (10-15) at the maximum value of the motor rectified EMF $E_{max} = 3V$ is defined as $k_{m2} = E_{max}/\omega_{max} = 0,004775 Tm^2$.

Based on the presented equations and data, we determine the electromechanical time constant of the motor in two variants

$$T_M = \frac{RJ}{0.5mk_{m1}^2}$$
 and $T_M = \frac{2RJ}{k_{m2}^2}$. (16, 17)

Calculations of electromechanical time constants according to formulas (16, 17) gave the same result $T_M = 0,3842 \ s$.

For further studies of the operating modes of the flywheel motor, we will use a simpler form of equations (10-15). However, it should be noted that when calculating the electromechanical time constant, it is necessary to take into account the active resistances of the transistors R_T of the voltage inverter and the current sensor R_I in the DC link, that is, the total resistance $R_{\Sigma} = 2R + 2R_T + R_I$ must be substituted into formula (17), then we get

$$T_{M} = \frac{(2R + 2R_{T} + R_{I})J}{k_{m2}^{2}}.$$
 (18)

Taking into account the values $R_T = 0.045 Ohm$ (for the IRLML2502 transistor) and $R_I = 0.05 Ohm$ we have the total resistance $R_{\Sigma} = 0.766 Ohm$ and the electromechanical time constant $T_M = 0.4701 s$.

Based on equations (10-15), we write the transfer functions of the motor

$$\frac{I(p)}{U(p) - E(p)} = \frac{1/R_{\Sigma}}{T_E p + 1}; \ \frac{\omega(p)}{\Delta M(p)} = \frac{1}{J p}; \ \frac{\omega(p)}{U(p)} = \frac{1/k_{m2}}{T_M p + 1}.$$
(19-21)

Let's supplement the description of the closed-loop system of automatic control of the flywheel motor angular speed with the controller transfer function $W_C(p)$, equations for determining the unbalance $U_U(p)$ and the feedback $U_{FB}(p)$ signals

$$\frac{U(p)}{U_U(p)} = W_C(p); U_U(p) = U_R(p) - U_{FB}(p); U_{FB}(p) = k_{FB}f(\omega), \qquad (22-24)$$

where $U_R(p)$ is the rotor angular speed reference signal; k_{FB} is feedback gain; $f(\omega)$ is signal generator of the rotor angular speed in the form of a sequence of pulses with a reiteration period T_N .

We study the features of tuning the controller of the reactive flywheel motor angular speed control system, which operates under conditions of a relatively large value of the moment of inertia of the rotor, a slight mechanical load and a wide range of angular speed control.

The signal of the angular speed sensor corresponds to a sequence of N pulses per one revolution, while the area of each of the pulses is fixed over the entire range of the angular speed. In the simplest case, both duration and amplitude must be fixed. Let us determine the duration and amplitude of these pulses

$$t_1 = \frac{2\pi\gamma_{\max}}{N\omega_{\max}}; \ U_{1\max} = \frac{\omega_{\max}}{\gamma_{\max}}, \qquad (25, 26)$$

where $\gamma_{\rm max}$ is the maximum value of the duty cycle of the pulse sequence at the maximum value of the angular speed $\omega_{\rm max}$. The value of the duty cycle of the pulse sequence changes in proportion to the angular speed

$$\gamma = \frac{\omega \gamma_{\max}}{\omega_{\max}}.$$
(27)

And since the duty cycle γ can be in the range from 0 to 1, then for the calculation of the control system it is possible to recommend choosing the maximum value γ_{max} from the range of values from 0.5 to 0.8.

When designing the control system for the angular speed of the flywheel rotor, the pulse sequence of our sensor is converted into a continuous signal using a low-frequency filter, which simultaneously performs the function of an angular speed controller. Such a filter makes the structural and parametric stability of the system, an acceptable quality of regulation at an acceptable level of pulsation of the controller output signal over the entire range of angular speed. The functions of such a controller can be performed by an integrating link and a link with a combined transfer function

$$W_{C}(p) = \frac{k_{C}}{p} \text{ and } W_{C}(p) = \frac{k_{C1}}{T_{F} p + 1} + \frac{k_{C}}{p} = \frac{k_{C} (T_{2} p + 1)}{p (T_{F} p + 1)},$$
 (28, 29)

where k_C , k_{C1} , T_F , $T_2 = \frac{k_{C1} + T_F k_C}{k_C}$ are gains and time constants of the controllers.

Taking into account that the sequence of pulses of the angular speed sensor should be smoothed under the condition that the amplitude of pulsations at the output of the angular speed controller is limited to no more than a given value, for example, 10 % of the average signal value, then to calculate the parameters of controllers (28, 29) approaches of the theory of linear systems can be applied.

We write the transfer function of a closed astatic system (19-21) in the form

$$\frac{\omega(p)}{U_R(p)} = \frac{k_1}{T_1^2 p^2 + 2\xi T_1 p + 1},$$
(30)

where T_1 , ξ are the time constant and damping factor of the second order link [8]. In this case, the parameters of the transfer function (30) are determined by the equalities

$$k_1 = \frac{1}{k_{FB}}; \quad T_1 = \frac{k_m T_M}{k_C k_{FB}}.$$
 (31, 32)

For a stable oscillatory link, the condition $0 \le \xi \le 1$ is true. Thus, the tuning of the second-order control system (30) is determined only by the value of the damping factor ξ [8].

A feature of astatic control systems with controllers of the form (28, 29) is the equality to zero in the steady state of the average value of the unbalance signal $U_U(p)$ at the controller input. Therefore, the feedback gain of the astatic rotor angular speed control system is defined as

$$k_{FB} = \frac{U_{R\max}}{\omega_{\max}},\tag{33}$$

where $U_{R \max}$ is the maximum value of the reference signal corresponding to the angular speed maximum value ω_{\max} .

In [8], the relationships between the parameters of the control system, the pulse reiteration period T_N , the duty cycle γ and the relative magnitude ΔU^* of the signal ripples at the output of the angular speed controller were determined

$$\Delta U^* = \frac{u_{\max} - u_{\min}}{U_{av}} 100\%, \qquad (34)$$

where u_{max} , u_{min} , U_{av} are the maximum, minimum and average values of the controller output signal.

The studies described in [8] showed that two variants are possible when tuning a control system with an I-controller (28). In one case, it is possible to tune the system so that the specified value of the damping factor ξ is provided, and the relative value ΔU^* of the pulsations is less than the specified value. Or vice versa, when the specified relative value ΔU^* is reached, the value of the damping factor is greater than the specified value.

For a control system with an I-controller, the relationships between the open-loop gain k_{OLS} and the relative magnitude ΔU^* of ripples are determined, as well as between the relative magnitude ΔU^* of ripples and the damping factor ξ

$$k_{OLS} = \frac{N \,\omega_{\max} \,\omega \Delta U^*}{2 \,\pi \left(\omega_{\max} - \omega \,\gamma_{\max}\right)} \text{ and } \Delta U^* = \frac{\pi \left(\omega_{\max} - \omega \,\gamma_{\max}\right)}{2 \,N \,\xi^2 \,T_M \,\omega_{\max} \,\omega}. \tag{35, 36}$$

In accordance with formula (35), depending on the given value ΔU^* , the open-loop gain k_{OLS} can be determined. And depending on the given value ξ , according to the formula (36), it is possible to calculate the relative value ΔU^* of pulsations. In this case, the gain of the I-controller is determined by the formulas

$$k_{C} = \frac{k_{OLS}k_{m}}{k_{FB}} \text{ and } k_{C} = \frac{k_{m}}{4\xi^{2}T_{M}k_{FB}}.$$
 (37, 38)

Consider the conditions for tuning the control system with the I-controller. With the given parameters, using the formula (36), we determine the relative magnitude ΔU^* of the pulsations. If the calculated value ΔU^* is less than the specified value ΔU^*_R , then the calculation of the controller gain k_c is performed using formula (38). If the condition $\Delta U^* < \Delta U^*_R$ is not met, then the calculation of the controller gain k_c under the condition $\Delta U^* = \Delta U^*_R$ must be performed using formulas (35, 37).

Figure 2 shows the dependences of the relative magnitude of pulsations ΔU^* , expressed as a percentage, and the controller gain k_c (28) on the value of the motor angular speed in the lower part of the range of its operation up to 400 rpm. Here you can notice when there is a change in the fulfillment of the condition $\Delta U^* < \Delta U_R^*$. Calculations were performed with values ΔU_R^* equal to 10 (Fig. 2*a*) and 5 (Fig. 2*b*) percent, as well as with the number of feedback signal pulses per one revolution of the flywheel shaft N=12. In addition, here and below, other parameters of the system were also taken for calculations: $\xi = 0,7$, $U_{Rmax} = 1$, $\gamma_{max} = 0,5$, $M_L = 0$.

In contrast to an astatic system with an I-controller, in a system with a controller (29), to make the specified damping coefficient ξ and the relative magnitude ΔU^* of the controller output signal ripples, it is necessary to tune three parameters T_F , k_{C1} and k_{C2} . In accordance with [8], for a system with controller (29), the time constant T_F can be determined under the condition $T_2 = T_M$ as the result of solving the nonlinear equation

$$\Delta U^{*} = \frac{1}{4\xi^{2} \gamma T_{F}} \left(\gamma (1-\gamma) T_{N} + (T_{M} - T_{F}) \left(1 - e^{-\frac{\gamma \cdot T_{N}}{T_{F}}} \right) \left(1 - e^{-\frac{(1-\gamma) T_{N}}{T_{F}}} \right) \left(1 - e^{-\frac{T_{N}}{T_{F}}} \right)^{-1} \right) 100\%, \quad (39)$$



where the parameters T_N , T_M and γ are determined by formulas (2, 18, 27). After obtaining the value of the time constant T_F , the remaining parameters of the controller (29) are determined as

$$k_{C} = \frac{k_{m}}{4\xi^{2} T_{F} k_{FB}}$$
 and $k_{C1} = k_{C} (T_{M} - T_{F}).$ (40, 41)

Under the condition $T_M < T_F$ it should be assumed $T_M = T_F$, then the angular speed controller becomes similar to the I-regulator.

Fig. 3 shows the dependences of the time constant on the magnitude of the motor angular speed, calculated at $\Delta U_R^* = 10\%$, $\xi = 0.7$ and N=12 in accordance with equation (39). For ease of perception of graphs, the dependence is divided into two subranges of angular speed, namely: from 0 to 300 rpm (Fig. 3*a*) and from 300 to 6000 (Fig. 3*b*). Fig. 4 shows the dependences of the controller gains k_C and k_{C1} , which are determined by formulas (40, 41) according to the time constant value T_F (Fig. 3).



Let us now study the influence of the number N of angular speed feedback signal pulses of the per one revolution of the flywheel shaft on the calculations of the time constant T_F of the controller filter. Fig. 5*a* shows two dependences of the time constant T_F on the number of pulses *N* at two values of the relative magnitude ΔU^* of the pulsations of 5 and 10 percent, respectively,





indicated by the numbers 1 and 2. This calculation was performed at an angular speed of 4000 rpm for the range of change in the value of N from the minimum value 6 to 200. Fig. 5b shows four dependences of the time constant on the number of pulses N at $\Delta U^* = 10\%$ and four values of the angular speed of 62.5, 250, 1000 and 4000 rpm, respectively, indicated by the numbers 1, 2, 3 and 4.

The results of the calculation of transients are not presented in this paper, since, under the condition $\xi = 0,7$, the response of the second-order dynamic link (30) to a stepwise input action is characterized by an overshooting equal to 4.6 percent and a time to reach a five percent zone from the steady-state value of the output signal, which is approximately $4,1T_F$.

Conclusions. When tuning the speed controller, the traditional approach was used to compensate for the relatively large electromechanical time constant of the motor using the speed controller. In addition, the controller was tuned taking into account the pulsed nature of the angular speed sensor, provided that the given ripple range was obtained at the output of the speed controller. Such a study was carried out on the basis of the equation (39) obtained earlier by the authors for calculating the parameters of the regulator.

Studies have shown that the use of a first order filter with a time constant T_F in the speed controller to smooth out the ripple of the feedback signal limits the dynamic performance of the flywheel motor's angular speed control. Consideration of the dependences of the time constant T_F on the number of pulses N of the feedback signal on the angular speed showed their non-linear character. In this case, a significant effect of reducing the time constant T_F is achieved at N=50, and a further increase in the number of pulses N no longer leads to such a significant decrease in the time constant.

The approach to the formation of a feedback signal on the angular speed in the form of a sequence of pulses makes it possible to integrate such a mechanical coordinate sensor into the motor design without increasing its overall dimensions. In addition, this reduces the requirements for the accuracy of producing the sensor, since in the astatic control system, even with some violation of the uniformity of the pulse repetition period, a zero static error in processing the reference signal for angular speed is provided.

Фінансується за держбюджетною темою «Розробити наукові засади та принципи побудови керованих пстепеневих магнітоелектричних систем з екстремальними характеристиками» (шифр «Екстремум»), що виконується за Постановою Бюро ВФТПЕ 29.05.2018 р., протокол № 9. Державний реєстраційний номер роботи 0119U001279. КПКВК 6541030.

- 1. About the works in the M.V. Keldysh IPM of the Russian Academy of Sciences on the analysis of dynamics, development and implementation of orientation systems for small satellites. Access resource: http://keldysh.ru/papers/2006/source/prep2006_05.doc.
- 2. Ovchinnikov M.Yu. Attitude control system of satellites: from Lagranzh to Korolev. Sorosovskiy obrazovatel'nyy zhurnal, 1999. No. 13. Pp. 91–96. (Rus)
- 3. S. Starin, and J. Eterno. Spacecraft Attitude Determination and Control Systems. Space Mission Engineering: The New SMAD, by J Wertz et al., Microcosm Press, 2011, Pp. 565-591. Journal.

- Antonov A.E., Kireyev V.G., Akinin K.P. Features of development an electromechanical orientation system for a nanosatellite based on a brushless magnetoelectric motor. *Tekhnichna elektrodinamika*. 2017. No. 4. Pp. 36– 43. (Rus) DOI: <u>https://doi.org/10.15407/techned2017.04.036</u>
- 5. Balandina T.N., Balandin E.A. Electromechanical executive body based on a brushless DC motor with a printed winding on a disk stator for a small spacecraft. Vestnik SibGAU. 2015. T. 16. No. 1. Pp. 166–171. (Rus)
- 6. Ledovsky A.N. Electrical machines with high-coercivity permanent magnets. M.: Energoatomizdat, 1985. 169 p. (Rus)
- 7. <u>https://itc.ua/news/sozdannyiy-v-kpi-nanosputnik-polyitan-2-sau-uspeshno-vyiveden-na-okolozemnuyu-orbitu-i-uzhe-nachal-peredavat-signalyi/</u>
- 8. Akinin K.P. Structural minimization of low power electric drives based on brushless motors with permanent magnets. Kyiv: Pro Format, 2020. 392 p. (Rus)

УДК 621.313.8

НАЛАШТУВАННЯ РЕГУЛЯТОРА КУТОВОЇ ШВИДКОСТІ РЕАКТИВНОГО МАХОВИКА СИСТЕМИ ОРІЄНТАЦІЇ НАНОСУПУТНИКА

К.П. Акинін, докт. техн. наук, **В.Г. Кіреєв,** канд. техн. наук Інститут електродинаміки НАН України, пр. Перемоги, 56, Київ, 03057, Україна

У статті описано реактивні маховики на основі безконтактних магнітоелектричних двигунів для управління просторовою орієнтацією супутників, розроблені в Інституті електродинаміки НАН України. Основну увагу приділено проблемі реалізації роторного давача кутової швидкості та положення за умови його можливого вбудовування у конструкцію двигуна. Досліджено вплив кількості імпульсів за один оборот валу двигуна на налаштування регулятора кутової швидкості реактивного маховика. Отримано залежності сталої часу фільтра та коефіцієнтів передачі регулятора від величини кутової швидкості реактивного маховика та кількості імпульсів сигналу зворотного зв'язку за один оборот за умови обмеження розмаху пульсацій на виході регулятора на заданому рівні. Бібл. 8, рис. 5, таблиця.

Ключові слова: наносупутник, реактивний маховик, безконтактний магнітоелектричний двигун, система керування, давач кутової швидкості, регулятор кутової швидкості.

> Надійшла: 20.04.2023 Прийнята: 27.04.2023

> Submitted: 20.04.2023 Accepted: 27.04.2023

ТЕОРЕТИЧНА ЕЛЕКТРОТЕХНІКА ТА ЕЛЕКТРОФІЗИКА

УДК 621.315.2

DOI: https://doi.org/10.15407/publishing2023.64.053

ЧИННИКИ НАДІЙНОЇ ЕКСПЛУАТАЦІЇ СУЧАСНИХ СИЛОВИХ КАБЕЛІВ ІЗ ТВЕРДОЮ ІЗОЛЯЦІЄЮ

І.М. Кучерява, докт. техн. наук

Інститут електродинаміки НАН України, пр. Перемоги,56, Київ, 03057, Україна e-mail: <u>rB.irinan@gmail.com</u>

У роботі представлено огляд і проаналізовано основні складові надійності силових кабелів зі зиштополіетилеленовою ізоляцією. Визначено та узагальнено основні умови довготривалої експлуатації ізоляції, типові дефекти в її структурі та причини їхнього виникнення, що з часом призводить до виходу ізоляції з ладу. За сучасними науковими джерелами описано вплив різних електричних режимів роботи кабелів із поліетиленовою ізоляцією на роботу кабельних ліній, а також вплив вищих гармонійних складових, несиметрії та несинусоїдальності напруги на стан ізоляції, її прискорене старіння, зростання температури кабелів, а отже, необхідність коректування їхнього навантаження за струмом. Такі наслідки здатні призводити до підвищення ризику відмови кабелів, збоїв у роботі електричної мережі, додаткових економічних витрат. Представлено нові інтелектуальні засоби контролю електричних, теплових, механічних характеристик та рівня часткових розрядів у кабельних лініях для автоматичного контролю стану ізоляції, регулювання режимів роботи кабельних ліній, захисту від аварійно небезпечних ситуацій у режимі реального часу. Бібл. 53, рис. 3, табл. 2.

Ключові слова: силові кабелі, кабельні лінії, зшито-поліетиленова ізоляція, старіння ізоляції, вищі гармоніки, несиметрія, несинусоїдальна напруга, часткові розряди, температура, струмове навантаження, моніторинг технічного стану кабелів

Вступ. Силові кабелі є важливим складовим елементом систем передачі та розподілу електроенергії [1, 2]. У світі активно впроваджуються силові кабелі з полімерною ізоляцією на основі зшитого поліетилену (ЗПЕ) та термопластичних еластомерів [1–7].

Надійність силових кабелів у процесі тривалої експлуатації визначається багатьма факторами, основними з яких є якість електроенергії в мережі живлення, умови й режими роботи кабелів, якість і пов'язана з нею швидкість старіння ізоляції, досконалість використовуваних матеріалів і технологічного процесу виготовлення. За даними високовольтної лабораторії КЕМА (Нідерланди) інтенсивність відмов кабелів, що мають ЗПЕ ізоляцію, становить 18 % від причин виходу з ладу всіх кабельних ліній [8]. Аналогічна статистика представлена в [9] для кабелів із ЗПЕ ізоляцією на високу напругу – 7,7 % відмов і для кабелів на надвисоку напругу – 16,7 % збоїв у роботі кабельних ліній.

На сьогодні в Україні внаслідок воєнних дій існує загроза пошкоджень та руйнувань об'єктів електроенергетики, зокрема кабельних ліній, а одними з основних стратегічних завдань є збереження, якісне обслуговування та зміцнення критично важливої енергетичної інфраструктури, забезпечення енергетичної безпеки країни. Це передбачає серед іншого повне відновлення й суттєве підвищення якості та надійності кабельних мереж як у воєнний, так і повоєнний періоди, особливо таких, що складаються із силових кабелів на основі сучасної полімерної ізоляції, зокрема зшито-поліетиленової.

У зв'язку з відзначеним актуальною є практична задача забезпечення високої надійності силових кабелів, зокрема шляхом детального аналізу та узагальнення причин, що впливають на пошкодження й призводять до виходу з ладу кабелів.

Мета даної роботи складається з вивчення та узагальнення чинників впливу на надійність та термін служби силових кабелів, причин ушкодження й відмов у роботі, а також

[©] Кучерява І.М., 2023

представлення сучасних технологій безперервного моніторингу стану ізоляції та експлуатаційних характеристик кабельних ліній для їхньої безперебійної роботи та подовження строку експлуатації.

Умови надійності поліетиленової ізоляції силових кабелів [1, 9–15]. До технологічного процесу виробництва кабелів висуваються вимоги щодо однорідності структури, наявності й розмірів дефектів і забруднень, внутрішніх (механічних) напруг в ізоляції [16–18], що визначає їхню електричну міцність і насамперед важливо для кабелів високої та надвисокої напруги. Такі ключові складові якості силових кабелів і відповідні технологічні заходи контролю проаналізовано, наприклад, у роботах [16–18].

Надійність кабелів у процесі тривалої експлуатації (до 30 років і більше) перш за все пов'язана з інтенсивністю старіння полімерної ізоляції. Причини деградації ЗПЕ ізоляції розділяються на зовнішні (до них відносяться й електричні фактори) та пов'язані з ними внутрішні, до яких належать теплові та механічні причини, а також умови навколишнього середовища (табл. 1).

Таблиця 1

Причини старіння поліетиленової ізоляції					
Зовнішні фактори	Внутрішні / зовнішні фактори				
Електричні	Термічні	Механічні	Навколишнє середовище		
– напруга (змінного / постійного	– максимальна температура;	— вигини;	– вода / вологість;		
струму, імпульсна напруга);	– низька / висока температура	— натяг;	 – газоподібне середовище 		
– частота;	навколишнього середовища;	– стиск;	(повітря, кисень та ін.);		
– електричний струм	– температурні градієнти;	– скручування;	 наявність корозійних 		
	– циклічність змінення	– вібрація	хімічних сполук;		
	температури		– радіація		

Основні пошкодження ЗПЕ ізоляції силових кабелів і причини їхнього виникнення подано в табл. 2 [9, 11].

		Таблиця 2	
Пошколження	Процес старіння ЗПЕ ізоляції	Типові причини	
	(у наведений послидовности)		
Електричного характеру	Часткові розряди, пробій / ерозія ізоляції,	Наявність неоднорідності	
	електричні триїнги, зниження	структури та дефектів	
	електричної міцності ізоляції	виготовлення	
Термічного характеру	Утворення продуктів реакції у разі	Перевищення навантаження	
repini more napaniepy	окислювання, розкладання,	кабелю за струмом за умови	
	випаровування матеріалу внаслідок	заданих зовнішніх умов і робочих	
	високих або низьких значень	режимів, неправильний вибір	
	температури, в результаті цього	арматури	
	збільшення тангенса кута діелектричних		
	втрат, зменшення опору ізоляції та		
	зниження її електричної міцності		
Триїнгові утворення	Процеси забруднення й окислювання,	Структурні дефекти, проникнення	
rpinn our yrbopenni	деградація ізоляції, збільшення тангенса	вологи ззовні в об'єм кабелів	
	кута діелектричних втрат, зниження		
	електричної міцності		
Хімінного характеру	Змінення товщини, зм'якшення,	Хімічні забруднення (витікання	
Attain more supartepy	розтріскування матеріалу, сульфатні	трансформаторного масла, контакт	
	відкладення, внаслідок чого збільшення	із хімічними продуктами,	
	тангенса кута діелектричних втрат і	добривами для кабелів підземного	
	зниження електричної міцності ізоляції	прокладання та ін.)	

Як показано в табл. 2, причини порушення роботи кабелів можуть бути різноманітними. Дефекти їхніх елементів, що призводять до пошкоджень, а з часом й до виходу з ладу кабелів, підрозділяються на групи:

1) дефекти проектування й технологічні недоліки (забруднення, тріщини, нещільне прилягання елементів кабелю один до одного, занижений перетин жил кабелю, відхилення розмірів і нерівності поверхні елементів та ін.);

2) дефекти прокладання, неякісні монтажні роботи й пов'язані з ними механічні пошкодження (механічні напруги, утворення тріщин, неприпустимі вигини, надрізи, вм'ятини, злами; зовнішні пошкодження кабелів підземної прокладки під час проведення будівельних робіт у зоні кабельних трас та ін.);

3) експлуатаційні дефекти, які пов'язані:

– з умовами навколишнього середовища (волога, хімікати, температура й тепловий опір ґрунту для підземних кабелів, корозія елементів кабелів під впливом хімічних реагентів у ґрунті, ультрафіолетове випромінювання та ін.);

- з умовами функціонування в складі енергосистеми, до яких відносяться:

а) електричні умови (якість електроенергії, тривалість перевантажень за струмом і перегрівом; форма змінення, час наростання струму й напруги в системі; частота, систематичні й тривалі струмові перевантаження, перенапруги, перевищення часу короткого замикання та ін.);

б) термічні умови (температурні градієнти, циклічність змінення температури, робоча температура, перегріви та їхня тривалість).

Перші дві групи пошкоджень впливають на кабелі протягом усього строку їхньої експлуатації, а третя група може бути пов'язана з обмеженням і зміною зовнішніх факторів, а також часом їхнього впливу.

Результатом спільного впливу наведених вище дефектів і умов є розтріскування ізоляції, розриви, змінення структури, механічні напруги, змінення діелектричної проникності, діелектричних втрат, питомого опору, механічної міцності, джоулевий нагрів, теплове розширення, розшаровування границь елементів, трекінг (ушкодження поверхні пробоєм) та інше і, як загальний результат, – змінення властивостей і стану ізоляції кабелів, її руйнування і вихід з ладу. У схематичному вигляді фактори впливу на стан ЗПЕ ізоляції відображено на рис. 1.





Електричні режими роботи кабелів із ЗПЕ ізоляцією. У роботах [19, 20] детально описано вплив електричних перехідних процесів, перенапруг, перевантажень за струмом, коротких замикань (КЗ), кількості комутацій на ресурс ЗПЕ ізоляції й безаварійну роботу кабельних ліній.

У статті [19] на прикладі дослідження сучасної кабельної лінії електропередачі 330 кВ виявлено, що однофазні КЗ у лінії небезпечні для ізоляції екрана кабелю. Несприятливими можуть бути й віддалені КЗ, якщо вони трапляються на іншому кабелі, включеному на загальні шини (за відносно малої вхідної ємності підстанції). КЗ здатні викликати значні високочастотні перенапруги на ізоляції екрана кабелю – із значеннями в десятки кВ і частотою декілька кГц. У той же час значні перенапруги на ізоляції екран–земля можуть призводити до пошкодження ізоляції й бути причиною пробою основної ізоляції кабелю [19].

У [21] повідомляється, що переважна більшість ушкоджень кабельних ліній припадає не на сам кабель, а на кінцеві та з'єднувальні муфти. Перенапруги на жилах кабелів здатні призводити до розвитку аварій і пошкодження транспозиційних муфт кабельних ліній 110...500 кВ, а перенапруги на екранах невеликі й не можуть викликати КЗ. Для змішаних ліній з кабельними й повітряними ділянками має місце вплив грозових перенапруг на ділянці переходу з повітряної лінії електропередачі на кабельну. Зокрема, у статті [22] описано модель розрахунку високочастотних процесів і перенапруг у повітряній лінії електропередачі напругою 330 кВ у разі прямого впливу грозового розряду в струмопровідний провід. Розроблена електрична модель розрядного струму блискавки призначена для розрахунку грозових перенапруг у підземних кабельних лініях.

У загальному випадку ефективна експлуатація кабелів із ЗПЕ ізоляцією припускає зниження високочастотних перенапруг і обмеження часу впливу на ізоляцію перенапруг промислової частоти в сталих і перехідних режимах, включаючи режими КЗ, відключення вимикачів у електричній мережі, удари блискавки та ін. Дослідження перехідних режимів передбачає визначення змінення струмів і напруги в мережі.

Показники якості електроенергії та силові кабелі в низьковольтних мережах. Якість електричної енергії обумовлена відповідністю її параметрів – напруги, частоти, кривої струму – встановленим нормативними документами значенням і характеристикам і є складовою електромагнітної сумісності, що може оцінюватися за несиметрією та несинусоїдальністю напруги [23, 24].

Невідповідність показників якості електроенергії нормативним значенням призводить до додаткових (відносно номінального режиму) втрат електроенергії, що може виникати, наприклад, у разі несиметричного навантаження та несинусоїдальної напруги. Так, рівень 2...4 % втрат за несинусоїдальної напруги характерний для кабельних ліній (як і для трансформаторів, двигунів, генераторів) [25]. У [25] зазначається, що несиметрія не має істотного впливу на роботу кабельних ліній, проте у випадку порушення синусоїдальності напруги відбувається прискорене старіння ізоляції силових кабелів.

Однією з основних проблем під час транспортування електроенергії є вплив вищих гармонік напруги й струму (через наявність нелінійних навантажень) на елементи систем електропостачання [26-30]. Несинусоїдальні струми в елементах електричної мережі викликають додаткові втрати потужності та електроенергії. Величина цих втрат залежить від ступеня відхилення від синусоїдальності й визначається гармонійним складом і величиною струмів вищих гармонік [29]. Несинусоїдальність напруг і струмів призводить, з одного боку, до збільшення втрат напруги й потужності в мережах, зменшення їхньої пропускної здатності, а з іншого боку, - до порушення нормальної роботи й зниження терміну служби електроустаткування мережі [26-30]. Зокрема, y роботі [31] виявлено вплив несинусоїдальності напруги на показники надійності кабельних ліній в енергосистемах 6 і 0,4 кВ; побудовано характеристики змінення показників надійності систем залежно від рівня навантаження; надано пояснення зниження показників надійності устаткування, зокрема кабелів 6 кВ з полівінілхлоридною (ПВХ) ізоляцією, залежно від низької якості електроенергії в системі. У використаній методиці враховано перегрів кабельних ліній внаслідок наявності вищих гармонік.

У статті [32] досліджено механізми теплового та електричного старіння ізоляції кабелів через протікання струмів вищих гармонік у розподільній мережі 380 В. Під час оцінювання терміну служби ізоляції кабельних ліній напругою до 3 кВ виявлено, що в несинусоїдальних режимах під впливом вищих гармонік термін служби кабелів скорочується за експонентною залежністю. Теплове старіння ізоляції силових кабелів марки АСБ (з алюмінієвою жилою, у паперовій ізоляції) відбувається через додатковий нагрів від струмів вищих гармонік, а електричне старіння ізоляції обумовлено викривленням форми кривої напруги внаслідок протікання цих струмів. Визначено, що на пропускну здатність кабельних ліній 380 В істотний вплив мають гармоніки струму, кратні трьом. З метою врахування впливу струмів вищих гармонік на етапі проектування та експлуатації запропоновано вводити понижувальний коефіцієнт для тривалоприпустимих струмів, що протікають у фазних жилах кабелів.

Електричний розрахунок ланцюга силового кабелю 0,4 кВ з ПВХ ізоляцією та несинусоїдальним навантаженням проведено в статті [33], де показано, що значну частину

втрат активної потужності становлять втрати від струмів вищих гармонік, які прискорюють зношення ізоляції й зменшують термін служби кабелю. Це необхідно враховувати під час визначення тривалоприпустимого струмового навантаження кабелів та задля зниження аварійності в електричних мережах.

Авторами роботи [34] виконано дослідження впливу гармонік на енерговтрати в низьковольтних (0,6/1,0 кВ) силових кабелях з ПВХ ізоляцією. Для різних типових конфігурацій таких кабелів і характерних несинусоїдальних навантажень визначено коефіцієнт зниження струмового навантаження кабелів.

У статті [35] повідомляється, що в лініях електропередачі додаткові втрати активної потужності пов'язані з несинусоїдальністю та асиметричністю струмів і напруги. У повітряній лінії це знижує ефективність передачі електроенергії, а в кабельних лініях призводить до прискореного теплового старіння ізоляції внаслідок змінення діелектричних втрат і підвищеного нагріву оболонок кабелів через скін-ефект і ефект близькості. Скорочення терміну служби кабельних ліній відбувається через інтенсифікацію теплового та електричного старіння ізоляції кабелів.

Проблему збільшення активного опору кабельних ліній за несинусоїдальних режимів досліджено в роботі [36], де розглядаються кабелі з ПВХ ізоляцією в діапазоні поперечних перетинів 16...240 мм² за умови варіації сумарного коефіцієнта гармонічного викривлення (гармонічних спотворень) – THD у межах 32...98 %.

Вищі гармоніки в мережах та силові кабелі зі ЗПЕ ізоляцією. У статті [37] проводиться аналіз додаткових втрат від вищих гармонік у кабельних лініях, а також у трансформаторах за різних значень сумарного коефіцієнта гармонічних спотворень.

Методику визначення припустимого температурного режиму кабелів зі ЗПЕ ізоляцією та їхньої пропускної здатності за наявності вищих гармонік у розподільних мережах середньої напруги розроблено в статті [38]. Обґрунтовано вплив гармонік і незбалансованих навантажень на збільшення рівня нагріву кабелів і пропускну здатність кабельних ліній.

У [39] представлено аналогічні результати відносно підвищення температури кабелів, їхніх перевантажень, а також зниження терміну служби в умовах несинусоїдальності струму й циклічності денного навантаження.

Роботи [40, 41] присвячено вивченню впливу гармонік у розподільних мережах на підвищення температури й скорочення терміну служби силових кабелів зі ЗПЕ ізоляцією. Вивчено сім кабелів з алюмінієвими й мідними жилами перетином від 70 до 1000 мм². Строк їхньої служби оцінено за допомогою рівняння Ареніуса, що визначає швидкість процесу теплового старіння залежно від рівня нагріву кабелів. У [41] розглянуто випадки 30,68 % гармонічного викривлення, включаючи всі непарні гармонічні складові до 49-го порядку. За допомогою комп'ютерного моделювання зроблено висновок про прискорене старіння кабелів внаслідок підвищення їхньої температури за наявності гармонік в електричних мережах. На додаток до цього в [42] для підземних ЗПЕ кабелів 35 кВ з мідною жилою експериментально та шляхом чисельного моделювання показано, що п'ята гармоніка підвищує температуру на ~4,4 °C у разі 25 % THD, а термін служби кабелю скорочується приблизно на 15 % на рівні 15 % THD за міжнародним стандартом IEEE.

У статті [43] виявлено вплив несинусоїдальної напруги на прискорене старіння

ізоляційних матеріалів кабелів і конденсаторів – ЗПЕ і поліпропілену, а саме: переважний вплив збільшення піка напруги і водночас нахилу кривої напруги та її ефективного (середньоквадратичного) значення. Обґрунтовано висновок про те, що проектування ізоляційних систем для умов наявності гармонік необхідно проводити з оцінкою кількості й типу гармонічних викривлень та з урахуванням форми й пікових значень напруги.

Механізми деградації ізоляції кабелів у разі впливу вищих гармонік досліджено в роботах [44, 45]. За допомогою



Рис. 2

експериментального вивчення отримано висновок щодо впливу гармонік на утворення часткових розрядів у твердій ізоляції і через це на можливе поширення в ній електричних триїнгів і виникнення електричного пробою, що зі свого боку призводить до зниження якості ізоляції та скорочення робочого ресурсу кабелів. Суттєве змінення стану й руйнування ЗПЕ ізоляції внаслідок часткових розрядів показано на рис. 2 [46].

Зв'язок між порушеннями якості електроенергії та факторами електричного впливу на умови роботи кабелів відображено в схематичному вигляді на рис. 3 [47, 48].



р	ue	3
г	ис.	3

Таким чином, наявність вищих гармонік і несинусоидальність напруги в мережі призводять до додаткових втрат енергії в провідних і ізоляційних матеріалах кабелів; підвищення температури, що зумовлює необхідність коректування пропускної здатності кабельних ліній; до прискореного старіння ізоляції; втрати надійності системи; додаткових економічних витрат; можуть бути причиною передчасного виходу кабелів з ладу.

Моніторинг технічного стану силових кабелів та кабельних ліній. Суттєве зниження аварійності роботи кабельних ліній можливе за рахунок впровадження в експлуатацію систем безперервного моніторингу, що забезпечують контроль стану ізоляції кабельних ліній у реальному часі.

Для досягнення тривалого терміну служби кабелів у світі розробляються та активно впроваджуються інтелектуальні системи постійного контролю експлуатаційних характеристик кабельних ліній, зокрема температури, струму навантаження, часткових розрядів в ізоляції, діелектричних втрат, а саме: системи моніторингу температури DTS (distributed temperature sensing); акустичні системи DAS (distributed acoustic sensing) для вимірювання температури та деформації; системи дистанційного корегування струму навантаження кабелів DCR (dynamic cable rating); системи визначення механічного стану та деформацій DSS (distributed strain sensing); інтелектуальні системи захисту кабелів середньої напруги Smart Cable Guard (SCG) з моніторингом і визначенням місця появи часткових розрядів [49-53]. Такі нові технології здатні своєчасно виявляти дефекти ізоляції на ранніх стадіях, надають можливості оперативно запобігати аварійним ситуаціям і з кабельними лініями, вживати заходів для підвищення надійності силових кабелів і стабільної роботи енергосистеми.

Висновки. Проблема забезпечення високої якості, надійності й тривалого терміну експлуатації силових кабелів є комплексною. Вирішення її можливо у разі врахування всебічних умов:

 – з боку розробників і виробників – використання сучасних технологій, якісних матеріалів, удосконалених конструкцій кабелів; проектування з урахуванням можливих несприятливих умов і режимів експлуатації кабелів;

– з боку експлуатуючих організацій – забезпечення високої якості електроенергії в мережі, дотримання належних електричних і теплових режимів роботи з метою збереження цілісності ізоляції протягом тривалого часу (тим самим запобігання аварійним режимам і відмовам у роботі кабелів), а крім того, використання інтелектуальних технологій моніторингу стану кабелів для динамічного визначення їхньої температури, оперативного корегування струмового навантаження, контролю механічного стану та рівня часткових розрядів у поліетиленовій ізоляції.

Вивчення й урахування багатофакторних причин, що супроводжують старіння та призводять до пробою й виходу з ладу полімерної ізоляції силових кабелів, дає змогу передбачити технологічні та практичні заходи для виявлення порушень та початкових дефектів, збереження якості й подовження ресурсу, визначення оптимального терміну експлуатації та своєчасної заміни обладнання, а отже, для підвищення надійності функціонування силових кабелів, що є особливо актуальним в нинішніх умовах воєнного часу. Крім того, впровадження сучасних інтелектуальних систем моніторингу стану кабельних ліній у режимі реального часу відповідає потребам сучасності, має важливе значення для забезпечення стабільної роботи діючих та нових повоєнних кабельних ліній.

Роботу виконано за темою «Розробка основ теорії і методів дослідження впливу несинусоїдних напруг і струмів та виникаючих електротермодинамічних процесів на надійність і ресурс сучасних кабельних ліній електропередачі та на енергоефективність електротехнічних установок резонансного типу» (Шифр "Елрес", Державний реєстраційний номер: 0123U100693), КПКВК 6541030

- 1. Шидловский А.К., Щерба А.А., Золотарев В.М., Подольцев А.Д., Кучерявая И.Н. Кабели с полимерной изоляцией на сверхвысокие напряжения. К.: Ин-т электродинамики НАН Украины, 2013, 550 с.
- 2. Electrical power cable engineering. Third Edition. Ed. by W.A. Thue, CRC Press, 2011, 460 p.
- 3. Strategic research agenda for Europe's electricity networks of the future. Smart Grids Strategic Research Agenda 2035. March, 2012, 74 p. https://www.etip-snet.eu/wp-content/uploads/ 2017/04/sra2035.pdf
- 4. Руководство по сооружению, испытаниям и эксплуатации современных кабельных линий сверхвысокого напряжения. Харьков: Майдан, 2017, 64 с.
- 5. Золотарев В.М. Завод "Южкабель": вехи пути (75 лет заводу "Южкабель"). Електротехніка і Електромеханіка, 2018. № 5. С. 12–16.
- 6. Wire and cable market (type wire and cable; voltage type low voltage, medium voltage, and high and extra high voltage; applications power transmission and distribution, transport, data transmission, infrastructure): global industry analysis, trends, size, share and forecasts to 2024, November 2018. https://www.infiniumglobalresearch.com/ict-semiconductor/global-wire-and-cable-market
- 7. Huang X., Zhang J.; Jiang P. Thermoplastic insulation materials for power cables: history and progress. *High Voltage Engeniering*, May 2018. Vol. 44. No. 5. Pp. 1377–1398. DOI:10.13336/j.1003-6520.hve.20180430001.
- 8. Верхувен Б. Международная практика испытаний кабелей. Кабели и провода. 2006. № 1 (296). С. 10–14.
- Hampton N. HV and EHV cable system aging and testing issues. Chapter 3. University System of Georgia, Institute of Technology NEETRAC – National Electric Energy Testing, Research and Application Center. Georgia Tech Research Corporation, February 2016, 19 p. www.neetrac.gatech.edu > CDFI > 3-HV-Issues-7_with-Copyright
- Densley J. Ageing mechanisms and diagnostics for power cables an overview. *IEEE Electrical Insulation Magazine*. 2001. Vol. 17. No. 1. Pp. 14–22.
- Hampton N. Medium voltage cable system issues. Chapter 2. University System of Georgia, Institute of Technology NEETRAC – National Electric Energy Testing, Research and Application Center. Georgia Tech Research Corporation, February 2016, 29 p.
- 12. Steennis E.F., Kreuger F.H. Water treeing in polyethylene cables. Review. *IEEE Trans. on Electrical Insulation*. 1990. Vol. 25. No. 5. Pp. 989–1028.
- 13. Teyssedre G., Laurent C. Advances in high-field insulating polymeric materials over the past 50 years. *IEEE Electrical Insulation Magazine*. 2013. Vol. 29. No. 5. Pp. 26–36.
- 14. Кучерявая И.Н. Факторы качества и надежности сшито-полиэтиленовой изоляции силовых кабелей. Праці. Ін-ту електродинаміки НАН України. 2017. Вип. 48. С. 94–104. DOI: https://doi.org/10.15407/publishing2017.48.094
- 15. Kucheriava I.M. Power cable defects and their influence on electric field distribution in polyethylene insulation. *Технічна електродинаміка*. 2017. № 2. С. 19–24. DOI: <u>https://doi.org/10.15407/techned2017.02.019</u>
- 16. Гук Д.А., Каменский М.К., Макаров Л.Е., Образцов Ю.В., Овсиенко В.Л., Шувалов М.Ю. Новый высоковольтный испытательный центр ОАО "ВНИИКП". Опыт испытаний и исследований силовых кабелей, арматуры и материалов для их производства. Кабели и провода. 2014. № 5(348). С. 35–42.
- 17. Щерба А.А., Гурин А.Г., Ольшевский А.М., Карпушенко В.П., Науменко А.А. Новая технология пероксидной сшивки полиэтиленовой изоляции основа производства высоконадежных силовых кабелей на напряжение 6–500 кВ. *Електропанорама*. 2012. № 4. С. 16–21.
- 18. Шувалов М.Ю., Ромашкин А.В., Овсиенко В.Л. Анализ дефектов в изоляции силовых высоковольтных кабелей методами видеомикроскопии и микроэксперимента. Электричество. 2000. № 5. С. 49–57.

- 19. Бурлаков Е., Евдокунин Г., Карпов А., Шатилов Д. Высоковольтные линии с однофазными кабелями. Переходные процессы и перенапряжения. *Новости Электротехники*. 2016. № 5 (101).
- 20. Дмитриев М.В. Проектирование и строительство кабельных линий 6–500 кВ. Актуальные проблемы. Новости Электротехник. 2016. № 4 (100).
- 21. Дмитриев М.В. Высоковольтные линии с однофазными кабелями. Защита от перенапряжений. *Новости* Электротехники. 2016. № 6 (102).
- 22. Подольцев А.Д. Компьютерное моделирование грозовых перенапряжений в высоковольтной воздушной линии электропередачи. Праці. Ін-ту електродинаміки НАН України. 2017. Вип. 46. С. 94–106.
- 23. Кузнецов В.Г., Куренный Э.Г., Лютый А.П. Электромагнитная совместимость. Несимметрия и несинусоидальность напряжения. Донецк: Норд-Пресс, 2005, 250 с.
- 24. Driesen J., Craenenbroeck V. T. Введение в несимметричность. Dr Johan Driesen & Dr Thierry Van Craenenbroeck, Katholieke Universiteit Leuven. Энергосбережение. 2004. № 6. http://www.abok.ru/for_spec/articles. php?nid=2699
- Герасимов В.Г. Электротехнический справочник. Том 3. Производство и распределение электрической энергии. 9-е издание. М.: МЭИ, 2004, 964 с.
- 26. Арриллага Дж., Брэдли Д., Боджер П. Гармоники в электрических системах. М.: Энергоатомиздат, 1990, 320 с.
- Grady W.M., Surya Santoso. Understanding power system hannonics. *IEEE Power Engineering Review*. 2001. Vol. 21(11). Pp. 8–11.
- 28. Шидловский А.К., Жаркин А. Ф. Высшие гармоники в низковольтных электрических сетях. К: Наукова думка, 2005. 210 с.
- 29. Жежеленко И.В. Высшие гармоники в системах электроснабжения промпредприятий. М: Энергоатомиздат, 2000, 331 с.
- 30. Pinyol R. Harmonics: causes, effects and minimization. Salicru white papers. August 2015. www.salicru.com > files > pagina
- 31. Papaika Yu.A., Lysenko O.H., Koshelenko Ye.V., Olishevskyi I. H. Mathematical modeling of power supply reliability at low voltage quality. *Науковий вісник Національного гірничого університету.* 2021. №. 2. Рр. 97–103. DOI: <u>https://doi.org/10.33271/nvngu/2021-2/097</u>
- 32. Тульский В.Н., Карташов И.И., Насыров Р.Р., Симуткин М.Г. Влияние высших гармоник на режимы работы кабелей распределительной сети 380 В. *Промышленная энергетика*. 2013. № 5. С. 39–44.
- 33. Васильева О.А., Шахова М.А., Шейко А.Е., Марковский Н.А. Оценка влияния несинусоидальной нагрузки на потери мощности и пропускную способность силового кабеля. *Автоматизация и IT в* энергетике. 2021. № 4(141). С. 2–11.
- Demoulias C., Labridis D.P., Dokopoulos P.S., Gouramanis K. Ampacity of low-voltage power cables under nonsinusoidal currents. *IEEE Transactions on Power Delivery*. 2007. Vol. 22. No. 1. Pp. 584–594.
- 35. Tarasov Ev.V., Bulyga L.L., Ushakov V.Ya., Kharlov N.N. Additional energy losses from asymmetric and nonsinusoidal current in an electrical facility and methods of their reduction. *MATEC Web of Conferences*, Published online 2015. Vol. 37. Smart Grids 2015. 4 p. DOI: <u>https://doi.org/10.1051/matecconf/20153701057</u>
- 36. Senra R., Boaventura W.C., Mendes E.M. Assessment of the harmonic currents generated by single-phase nonlinear loads. *Electric power systems research*. 2017. Vol. 147. Pp. 272–279. DOI: <u>https://doi.org/10.1016/j.epsr.2017.02.028</u>
- 37. Tofoli F.L., Sanhueza S.M.R., de Oliveira A. On the study of losses in cables and transformers in nonsinusoidal conditions. *IEEE Transactions on Power Delivery*. 2006. Vol. 21. Is. 2. Pp. 971–978. DOI: <u>https://doi.org/10.1109/tpwrd.2006.870986</u>
- 38. Yong J., Xu W. A method to estimate the impact of harmonic and unbalanced currents on the ampacity of concentric neutral cables. *IEEE Transactions on Power Delivery*. 2016. Vol. 31. Is. 5. Pp. 1971–1979. DOI: <u>https://doi.org/10.1109/tpwrd.2014.2331852</u>
- 39. Rasoulpoor M., Mirzaie M., Mirimani S.M. Thermal assessment of sheathed medium voltage power cables under non-sinusoidal current and daily load cycle. *Applied Thermal Engineering*. 2017. Vol. 123. Pp. 353–364. DOI: <u>https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2017.05.070</u>
- 40. Patil K.D., Gandhare W.Z. Effects of harmonics in distribution systems on temperature rise and life of XLPE power cables. 2011 International Conference on Power and Energy Systems, 22–24 December 2011, 6 p. DOI: https://doi.org/10.1109/ICPES.2011.6156680
- 41. Gandhare W.Z., Patil K.D. Effects of harmonics on power loss in XLPE cables. *Energy and Power Engineering*. 2013. Vol. 5. Pp. 1235–1239, DOI: <u>https://doi.org/10.4236/epe.2013.54B234</u>
- 42. Sahin Yu.G., Aras F. Investigation of harmonic effects on underground power cables. Proceedings of International Conference on Power Engineering, Energy and Electrical Drives (POWERENG 2007), 12–14 April 2007, Setubal, Portugal, pp. 589–594. DOI: <u>https://doi.org/10.1109/POWERENG.2007.4380123</u>
- Montanari G.C., Fabiani D. The effect of nonsinusoidal voltage on intrinsic aging of cable and capacitor insulating materials. *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation*. Vol. 6. No. 6. Pp. 798–802, 1999. DOI: <u>https://doi.org/10.1109/94.822018</u>

- 44. Bahadoorsingh S., Rowland S.M. Investigating the impact of harmonics on the breakdown of epoxy resin through electrical tree growth. *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation*. 2010. Vol. 17. Is. 5. Pp. 1576–1584. DOI: <u>https://doi.org/10.1109/TDEI.2010.5595560</u>
- 45. Bahadoorsingh S., Rowland S.M. An investigation of the harmonic impact on electrical tree growth. 2010 IEEE International Symposium on Electrical Insulation, 6–9 June 2010, San Diego, USA. DOI: <u>https://doi.org/10.1109/ELINSL.2010.5549819</u>
- 46. Копченков Д. Диагностика высоковольтных кабельных линий. Опыт внедрения. Кабель-news. 2012. № 3.
- 47. Bahadoorsingh S., Rowland S.M.A Framework linking knowledge of insulation ageing to asset management. *IEEE Electrical Insulation Magazine*. 2008. Vol. 24. Is. 3. Pp. 38–46. DOI: <u>https://doi.org/10.1109/MEI.2008.4591433</u>
- 48. International standard IEC 60505. Evaluation and qualification of electrical insulation systems, edition 4.0, 2011/07.
- 49. Кириленко О.В., Щерба А.А., Кучерява І.М. Інтелектуальні технології моніторингу технічного стану сучасних високовольтних кабельних ліній електропередачі. *Технічна електродинаміка*. 2021. № 6. С. 29–40. DOI: <u>https://doi.org/10.15407/techned2021.06.029</u>
- Шерба А.А., Подольцев О.Д., Кучерява І.М. Система дистанційного моніторингу стану високовольтної кабельної лінії. Праці Інституту електродинаміки НАН України. 2020. Вип. 57. С. 10–14. DOI: <u>https://doi.org/10.15407/publishing2020.57.010</u>
- 51. Chen K., Yue Yi, Tang Yu. Research on temperature monitoring method of cable on 10 kv railway power transmission lines based on distributed temperature sensor. *Energies*, 21 Jun 2021. Vol. 14 (12). 3705 p. DOI: <u>https://doi.org/10.3390/en14123705</u> <u>https://www.mdpi.com/journal/energies</u>
- 52. Cherukupalli S., Anders G.J. Distributed fiber optic sensing and dynamic rating of power cables. –IEEE Press Series on Power Engineering. Wiley-IEEE Press, October 1, 2019. 240 p.
- 53. Enescu D., Colella P., Russo A., Porumb R.F., Seritan G.C. Concepts and methods to assess the dynamic thermal rating of underground power cables. *Energies*. 2021. No 14. 2591 p.. DOI: <u>https://doi.org/10.3390/en14092591</u> <u>https://www.mdpi.com/journal/energies</u>

FACTORS FOR RELIABLE OPERATION OF MODERN POWER CABLES WITH SOLID INSULATION I.M. Kucheriava

Institute of Electrodynamics of the National Academy of Sciences of Ukraine,

pr. Peremohy, 56, Kyiv, 03057, Ukraine

e-mail: rB.irinan@gmail.com

The paper presents a review and analyzes of the principal factors for reliable operation of the power cables with polymer insulation. The basic conditions for long-term operation of the insulation, typical defects in its structure and the causes of their occurrence, which eventually lead to insulation failure, are defined and summarized. According to scientific data, the influence of different electrical modes of the cable operation on cable line service is described, the effects of the higher harmonics, asymmetry and non-sinusoidal voltage on the state of the insulation, its accelerated aging, the increase in cable temperature, and therefore the need to correct the current loading are studied. Such impacts can cause the risk of failure of the cables, their operation and the breakdowns of the electrical network as well as additional economic costs. The new intelligent systems for on-line control of electrical, thermal and mechanical characteristics and partial discharges in power cable lines are presented. These systems are intended to control automatically the insulation state and cable line operation, to protect power cable lines against emergency situations. Ref. 53, fig. 3, tables 2.

Key words: power cables, cable lines, cross-linked polyethylene insulation, insulation aging, higher harmonics, asymmetry, non-sinusoidal voltage, partial discharges, temperature, current loading, monitoring of technical state.

- 1. Shidlovskii A.K., Shcherba A.A., Zolotaryov V.M., Podoltsev A.D., Kucheriava I.M. Extra-high voltage cables with polymer insulation. Kyiv: Institute of Electrodynamics, Ukrainian Academy of Sciences. 2013. 550 p. (Rus)
- 2. Electrical power cable engineering. Third Edition. Ed. by W.A. Thue, CRC Press, 2011, 460 p.
- 3. Strategic research agenda for Europe's electricity networks of the future. Smart Grids Strategic Research Agenda 2035. March, 2012, 74 p. https://www.etip-snet.eu/wp-content/uploads/ 2017/04/sra2035.pdf
- 4. Guiding technical material on the construction, testing and operation of modern extra-high-voltage power cable lines. Kharkiv. Maidan, 2017, 64 p. (Rus)
- Zolotaryov V.M. Plant «Yuzhcable works»: milestones of the road (75 years to Plant «Yuzhcable works»). Elektrotekhnika I Elektromekhanika. 2018. No. 5. Pp. 12–16. (Rus) DOI: <u>https://doi.org/10.20998/2074-272X.2018.5.02</u>
- 6. Wire and cable market (type wire and cable; voltage type low voltage, medium voltage, and high and extra high voltage; applications power transmission and distribution, transport, data transmission, infrastructure): global industry analysis, trends, size, share and forecasts to 2024, November 2018. https://www.infiniumglobalresearch.com/ict-semiconductor/global-wire-and-cable-market
- Huang X., Zhang J.; Jiang P. Thermoplastic insulation materials for power cables: history and progress. *High Voltage Engeniering*, May 2018. Vol. 44. No. 5. Pp. 1377–1398. DOI: <u>https://doi.org/10.13336/j.1003-6520.hve.20180430001</u>

- 8. Verhuven B. International practice of cable testing. Kabeli i provoda. 2006. No 1 (296). Pp. 10–14. (Rus)
- Hampton N. HV and EHV cable system aging and testing issues. Chapter 3. University System of Georgia, Institute of Technology NEETRAC – National Electric Energy Testing, Research and Application Center. Georgia Tech Research Corporation, February 2016, 19 p. www.neetrac.gatech.edu > CDFI > 3-HV-Issues-7_with-Copyright
- Densley J. Ageing mechanisms and diagnostics for power cables an overview. *IEEE Electrical Insulation Magazine*. 2001. Vol. 17. No. 1. Pp. 14–22. DOI: <u>https://doi.org/10.1109/57.901613</u>
- Hampton N. Medium voltage cable system issues. Chapter 2. University System of Georgia, Institute of Technology NEETRAC – National Electric Energy Testing, Research and Application Center. – Georgia Tech Research Corporation, February 2016, 29 p.
- Steennis E.F., Kreuger F.H. Water treeing in polyethylene cables. Review. *IEEE Trans. on Electrical Insulation*. 1990. Vol. 25. No. 5. Pp. 989–1028. DOI: <u>https://doi.org/10.1109/14.59869</u>
- Teyssedre G., Laurent C. Advances in high-field insulating polymeric materials over the past 50 years. *IEEE Electrical Insulation Magazine*, 2013, Vol. 29, No. 5, Pp. 26–36. DOI: https://doi.org/10.1109/MEI.2013.6585854
- Kucheriava I.M. The factors affecting quality and reliability of XLPE insulation of power cables. *Pratsi Institutu Elektrodynamiki NAN Ukrainy*. 2017. Iss. 48. Pp. 94–104. DOI: <u>https://doi.org/10.15407/publishing2017.48.094</u> (Rus)
- 15. Kucheriava I.M. Power cable defects and their influence on electric field distribution in polyethylene insulation. *Tekhnichna Elektrodynamika*. 2017. No 2. Pp. 19–24. DOI: <u>https://doi.org/10.15407/techned2017.02.019</u>
- 16. Guk D.A., Kamensky M.K., Makarov L.E., Obraztsov Yu.V., Ovsienko V.L., Shuvalov M.Yu. New high-voltage testing center of Public Company "VNIIKP". Experience in testing and studing the power cables, accessories and materials for their production. *Kabeli i provoda*. 2014. No 5(348). Pp. 35–42. (Rus)
- 17. Shcherba A.A., Gurin A.G., Olshevsky A.M., Karpushenko V.P., Naumenko A.A. The new technology of peroxide cross-linking of polyethylene insulation as a basis for the production of highly reliable 6–500 kV power cables. *Electropanorama*. 2012. No. 4. Pp. 16–21. (Rus)
- Shuvalov M.Yu., Romashkin A.V., Ovsiyenko V.L. Analysis of defects in the insulation of high-voltage power cables by videomicroscopy and microexperiment. *Electrichestvo*. 2000. No. 5. Pp. 49–57. (Rus)
- 19. Burlakov E., Yevdokunin G., Karpov A., Shatilov D. High-voltage lines with single-phase cables. Transient processes and overvoltages. *Novosti Elektrotekhniki*. 2016. No. 5(101). (Rus)
- 20. Dmitriev M.V. Design and construction of 6–500 kV cable lines. Actual problems. *Novosti Elektrotekhniki*. 2016. No. 4(100). (Rus)
- 21. Dmitriev M.V. High-voltage lines with single-phase cables. Overvoltage protection. *Novosti Elektrotekhniki*. 2016. No. 6(102). (Rus)
- 22. Podoltsev A.D. Computer simulation of lightning overvoltage in high voltage overhead transmission line. *Pratsi Institutu Elektrodynamiki NAN Ukrainy*. 2017. Is. 46. Pp. 94–106. (Rus) DOI: <u>https://doi.org/10.15407/publishing2017.46.094</u>
- 23. Kuznetsov V.G., Kurennyi E.G., Lyutyj A.P. Electromagnetic compatibility. Asymmetry and non-sinusoidal voltage. Donetsk: Nord-Press, 2005, 250 p. (Rus)
- 24. Driesen J., Craenenbroeck V. T. Введение в несимметричность / Dr Johan Driesen & Dr Thierry Van Craenenbroeck, Katholieke Universiteit Leuven. Energosberezhenie. 2004. No 6. http://www.abok.ru/for spec/articles. php?nid=2699
- 25. Gerasimov V.G. Electrotechnical reference book. Vol. 3. Production and distribution of electrical energy. 9th edition. Moskva: MEI, 2004, 964 p. (Rus)
- 26. Arrillaga Jos, Bradley D.A., Bodger P.S. Power System Harmonics. Moskva: Energoatomizdat, 1990, 320 p. (Rus)
- Grady W.M., Surya Santoso. Understanding power system hannonics. *IEEE Power Engineering Review*. 2001. Vol. 21(11). Pp. 8–11. DOI: <u>https://doi.org/10.1109/MPER.2001.961997</u>
- 28. Shidlovskii A.K., Zharkin A.F. Higher harmonics in low-voltage electrical networks. Kyiv: Naukova Dumka, 2005. 210 p. (Rus)
- 29. Zhezhelenko I.V. Higher harmonics in industrial power supply systems. Moskva: Energoatomizdat, 2000, 331 p. (Rus)
- 30. Pinyol R. Harmonics: causes, effects and minimization. Salicru white papers. August 2015. www.salicru.com > files > pagina
- Papaika Yu.A., Lysenko O.H., Koshelenko Ye.V., Olishevskyi I. H. Mathematical modeling of power supply reliability at low voltage quality. *Naukovyi Visnyk Natsionalnoho Hirnychoho Universytetu*. 2021. No. 2. Pp. 97– 103. DOI: <u>https://doi.org/10.33271/nvngu/2021-2/097</u>
- 32. Tul'skij V.N., Kartashov I.I., Nasyrov R.R., Simutkin M.G. Influence of higher harmonics on the operating modes of 380 V cable distribution networks. *Promyshlennaia energetika*. 2013. No. 5. Pp. 39–44. (Rus)
- 33. Vasil'eva O.A., Shakhova M.A., Shejko A.E., Markovskij N.A. Evaluation of the impact of non-sinusoidal load on the power losses and power cable capacity. *Avtomatizatsiia i IT v energetike*. 2021. No. 4(141). Pp. 2–11. (Rus)

- 34. Demoulias C., Labridis D.P., Dokopoulos P.S., Gouramanis K. Ampacity of low-voltage power cables under nonsinusoidal currents. *IEEE Transactions on Power Delivery*. 2007. Vol. 22. No. 1. Pp. 584–594. DOI: <u>https://doi.org/10.1109/TPWRD.2006.881445</u>
- 35. Tarasov Ev.V., Bulyga L.L., Ushakov V.Ya., Kharlov N.N. Additional energy losses from asymmetric and nonsinusoidal current in an electrical facility and methods of their reduction. *MATEC Web of Conferences*, Published online 2015. Vol. 37. Smart Grids 2015, 4 p. DOI: <u>https://doi.org/10.1051/matecconf/20153701057</u>
- 36. Senra R., Boaventura W.C., Mendes E.M. Assessment of the harmonic currents generated by single-phase nonlinear loads. *Electric power systems research*. 2017. Vol. 147. Pp. 272–279. DOI: <u>https://doi.org/10.1016/j.epsr.2017.02.028</u>
- 37. Tofoli F.L., Sanhueza S.M.R., de Oliveira A. On the study of losses in cables and transformers in nonsinusoidal conditions. *IEEE Transactions on Power Delivery*. 2006. Vol. 21. Is. 2. Pp. 971–978. DOI: <u>https://doi.org/10.1109/tpwrd.2006.870986</u>
- 38. Yong J., Xu W. A method to estimate the impact of harmonic and unbalanced currents on the ampacity of concentric neutral cables. *IEEE Transactions on Power Delivery*. 2016. Vol. 31. Is. 5. Pp. 1971–1979. DOI: https://doi.org/10.1109/tpwrd.2014.2331852
- Rasoulpoor M., Mirzaie M., Mirimani S.M. Thermal assessment of sheathed medium voltage power cables under non-sinusoidal current and daily load cycle. *Applied Thermal Engineering*. 2017. Vol. 123. Pp. 353–364. DOI: <u>https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2017.05.070</u>
- 40. Patil K.D., Gandhare W.Z. Effects of harmonics in distribution systems on temperature rise and life of XLPE power cables. 2011 International Conference on Power and Energy Systems, 22–24 December 2011, 6 p. DOI: <u>https://doi.org/10.1109/ICPES.2011.6156680</u>
- Gandhare W.Z., Patil K.D. Effects of harmonics on power loss in XLPE cables. *Energy and Power Engineering*. 2013. Vol. 5. Pp. 1235–1239. DOI: <u>https://doi.org/10.4236/epe.2013.54B234</u>
- 42. Sahin Yu.G., Aras F. Investigation of harmonic effects on underground power cables. Proceedings of International Conference on Power Engineering, Energy and Electrical Drives (POWERENG 2007), 12–14 April 2007, Setubal, Portugal. Pp. 589–594. DOI: <u>https://doi.org/10.1109/POWERENG.2007.4380123</u>
- 43. Montanari G.C., Fabiani D. The effect of nonsinusoidal voltage on intrinsic aging of cable and capacitor insulating materials. *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation*. Vol. 6. No. 6. Pp. 798–802, 1999. DOI: <u>https://doi.org/10.1109/94.822018</u>
- 44. Bahadoorsingh S., Rowland S.M. Investigating the impact of harmonics on the breakdown of epoxy resin through electrical tree growth. *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation*. 2010. Vol. 17. Is. 5. Pp. 1576–1584. DOI: <u>https://doi.org/10.1109/TDEI.2010.5595560</u>
- 45. Bahadoorsingh S., Rowland S.M. An investigation of the harmonic impact on electrical tree growth. 2010 IEEE International Symposium on Electrical Insulation, 6–9 June 2010, San Diego, USA. DOI: <u>https://doi.org/10.1109/ELINSL.2010.5549819</u>
- 46. Kopchenkov D. Diagnostics of high-voltage cable lines. Experience of application. *Kabel-news*. 2012. No. 3. (Rus)
- 47. Bahadoorsingh S., Rowland S.M.A Framework linking knowledge of insulation ageing to asset management. *IEEE Electrical Insulation Magazine*. 2008. Vol. 24. Is. 3. Pp. 38–46. DOI: <u>https://doi.org/10.1109/MEI.2008.4591433</u>
- 48. International standard IEC 60505. Evaluation and qualification of electrical insulation systems, edition 4.0, 2011/07.
- 49. Kyrylenko O.V., Shcherba A.A., Kucheriava I.M. Intellectual technologies for monitoring of technical state of up-to-date high-voltage cable power lines. *Tekhnichna Elektrodynamika*. 2021. No. 6. Pp. 29–40. DOI: <u>https://doi.org/10.15407/techned2021.06.029</u> (Ukr)
- 50. Shcherba A.A., Podoltsev A.D., Kucheriava I.M. System for remote monitoring of high-voltage cable line state. *Pratsi Institutu Elektrodynamiki NAN Ukrainy*. 2020. Is. 57. Pp. 10–14. DOI: <u>https://doi.org/10.15407/publishing2020.57.010</u> (Ukr)
- 51. Chen K., Yue Yi, Tang Yu. Research on temperature monitoring method of cable on 10 kv railway power transmission lines based on distributed temperature sensor. *Energies*, 21 Jun 2021. Vol. 14 (12). 3705 p. DOI: <u>https://doi.org/10.3390/en14123705</u>. <u>https://www.mdpi.com/journal/energies</u>
- 52. Cherukupalli S., Anders G.J. Distributed fiber optic sensing and dynamic rating of power cables. IEEE Press Series on Power Engineering. Wiley-IEEE Press, October 1, 2019. 240 p. DOI: <u>https://doi.org/10.1002/9781119487739</u>
- 53. Enescu D., Colella P., Russo A., Porumb R.F., Seritan G.C. Concepts and methods to assess the dynamic thermal rating of underground power cables. *Energies*. 2021. No. 14. 2591 p. DOI: <u>https://doi.org/10.3390/en14092591</u>. <u>https://www.mdpi.com/journal/energies</u>

Надійшла: 09.03.2023 Прийнята: 05.04.2023

ТЕХНОЛОГІЧНЕ ЕЛЕКТРООБЛАДНАННЯ

УДК 621.35.035

DOI: https://doi.org/10.15407/publishing2023.64.064

МОДЕЛЮВАННЯ ЕЛЕКТРОМАГНІТНИХ ПРОЦЕСІВ В ІНДУКЦІЙНИХ КАНАЛЬНИХ ПЕЧАХ З УРАХУВАННЯМ МЕТАЛЕВИХ КАРКАСІВ

Ю.М. Гориславець*, докт. техн. наук, О.І. Глухенький**, канд. техн. наук, В.І. Залозний,

канд. техн. наук Інститут електродинаміки НАН України, пр. Перемоги, 56, Київ, 03057, Україна e-mail: <u>ugoris@ied.org.ua</u>

На основі сформульованої математичної моделі для дослідження електромагнітних процесів у двофазній (двоіндукторній) індукційній канальній печі розраховано електричні втрати в металевих каркасах печі для різних варіантів їхнього секціонування. Визначено вплив фазового кута між напругами, що живлять індуктори печі, на розподіл питомих та інтегральних втрат у каркасах. Представлено практичні рекомендації щодо зменшення цих втрат з метою підвищення ККД плавильних печей. Бібл. 5, рис. 5.

Ключові слова: індукційна канальна піч, металеві каркаси, математичне моделювання, електричні втрати.

Вступ. Індукційні канальні печі завдяки високому ККД знайшли широке застосування для плавлення різноманітних металів та сплавів. Особливо доцільне їхнє використання у тих випадках, коли до металу, що виплавляється, висуваються високі вимоги, зокрема за мінімальними газовмістом та вмістом неметалевих включень. Саме тому індукційні канальні печі в першу чергу служать для плавлення міді й різноманітних сплавів на її основі, особливо коли мова йде про отримання безкисневої міді для високоякісної провідникової продукції, зокрема струмопровідних жил для електричних кабелів [1].





У електромагнітному відношенні індукційна канальна піч подібна до силового трансформатора, що працює в режимі короткого замикання. На рис. 1 наведено ескіз одного із варіантів конструктивного виконання такої печі. На ньому представлено двофазну канальну піч типу ІЛК-1,2, призначену для плавлення міді й різноманітних сплавів на її основі [2].



Конструктивно така піч складається з двох частин – з облицьованої жароміцною цеглою ванни 1, в якій знаходиться основна маса розплаву, та індукційного канального блока (індукційної одиниці) 2, що знаходиться під ванною. Саме цей блок і є тим умовним трансформатором, вторинна обмотка якого являє собою короткозамкнений виток 3 рідкого металу, який називають індукційним каналом. У цьому каналі за допомогою котушки 4 (первинної обмотки) із замкнутим магнітопроводом 5 наводиться в процесі її запуску (введення в експлуатацію) за рахунок спікання на відповідну товщину меленого кварциту. Для цього використовується мідний шаблон, що за формою і геометричними розмірами в точності відповідає канальній частині печі, який футерується в каркасі блока меленим кварцитом. Спікання кварциту відбувається за рахунок індукційного нагрівання зазначеного шаблона, який наприкінці повністю розплавляється.

Представлена на рис. 1 плавильна піч має у своєму складі два канали і два індуктори (котушки), які живляться в загальному випадку різними за фазами напругами. Індукційний канальний блок і ванна печі футеруються теплоізоляційними жаротривкими матеріалами, які знаходяться у металевих каркасах (кожухах). Оскільки ці каркаси, особливо каркас індукційного блока (нижній каркас печі), знаходяться в зоні дії магнітного поля розсіювання індукторів, у них наводяться вихрові струми, які призводять до виникнення додаткових втрат, що знижують ККД печі. Для зменшення вихрових струмів у каркасі індукційного блока роблять «розрізи», складаючи його з декількох електрично ізольованих один від одного секцій. Як правило, в каркасі індукційного блока такої печі роблять один горизонтальний «розріз», що проходить через осі обох індукторів, або два вертикальних «розрізи», які проходять через осі кожного індуктора (рис. 2). Таким чином, у першому випадку нижній каркаси печі з'єднані між собою болтами без електричної ізоляції.



Рис. 2

За нашими даними, проблемі зменшення втрат в металевих каркасах електроплавильних установок, зокрема індукційних канальних печей, донині не приділялося належної уваги скоріш за все тому, що електричні втрати в них порівняно з іншими втратами вважаються незначними. Ось чому дослідження впливу металевих каркасів на технічні характеристики таких печей не проводилися. Проте, як показують наші оцінки, в окремих випадках втрати в каркасах такого обладнання можуть бути вагомі.

Мета цієї роботи – шляхом тривимірного математичного моделювання електромагнітних процесів визначити електричні втрати в металевих каркасах індукційних канальних печей та встановити залежності цих втрат від системи живлення печі.

Математична модель. Формулювання зазначеної моделі проводили стосовно індукційної канальної печі, ескіз якої (у двох проекціях) наведено на рис. 1. Слід зазначити, що в роботі [3] для такої печі представлено математичну модель для дослідження електромагнітних процесів без урахування впливу на них металевих каркасів. Незважаючи на таке припущення, вона дозволила з прийнятною для практики точністю визначити електромагнітні параметри печі. Розбіжність між розрахованими і експериментально отриманими на промисловій печі даними склала менше 10 %.

Математична модель, яка враховує металеві каркаси печі, у цій роботі побудована за таких припущень.

Шихтовані магнітопроводи печі вважаються ненасиченими, їхня магнітна проникність приймається постійною. Реальна неоднорідна структура котушок (індукторів), яка включає в себе електропровідні (провідники) і неелектропровідні (каркаси, ізоляція) елементи, представляється однорідним неелектропровідним середовищем з рівномірною густиною струму. Каркаси печі (як один з можливих варіантів) виготовлені з немагнітної нержавіючої сталі.

Моделювання електромагнітного поля печі проводиться у безіндукційному наближенні, тобто без врахування поля, що виникає в результаті руху рідкого металу. Як показують оцінки, вклад цього поля в сумарне поле печі у більшості випадків є незначним. Це дозволяє окремо розглядати електромагнітні процеси в печі, не залучаючи гідродинаміку.

За таких підходів електромагнітне поле печі, приймаючи, що вона живиться від джерела заданої синусоїдної напруги \dot{U}_i (i = 1, 2), можна описати системою диференціальних рівнянь для комплексних амплітуд векторного магнітного потенціалу \dot{A} та рівнянь балансу напруги для обох індукторів.

Рівняння для векторного потенціалу:

$$j\omega\sigma \mathbf{A} + \nabla \times ((\boldsymbol{\mu}_0)^{-1} \nabla \times \mathbf{A}) = 0$$
 – в області рідкого металу; (1)

$$j\omega\sigma_{Fr}\mathbf{A} + \nabla \times ((\mu_0\mu_{Fr})^{-1}\nabla \times \mathbf{A}) = 0$$
 – в області металевих каркасів; (2)

$$\nabla \times (\mu_0^{-1} \nabla \times \mathbf{A}) = I_i w / S$$
, $(i = 1, 2)$ – в області індукторів; (3)

$$\nabla \times ((\mu_0 \mu_{Fe})^{-1} \nabla \times \mathbf{A}) = 0$$
 – в області магнітопроводів; (4)

$$\nabla \times (\mu_0^{-1} \nabla \times \dot{\mathbf{A}}) = 0$$
 – в навколишній області, (5)

де $\omega = 2\pi v$ – кругова частота, $\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7} \Gamma h/m$, σ – питома електропровідність рідкого металу, σ_{Fr} і μ_{Fr} – питома електропровідність і відносна магнітна проникність матеріалу каркасів, μ_{Fe} – відносна магнітна проникність магнітопроводів, w – число витків індуктора, S – площа поперечного перерізу індуктора.

Рівняння балансу напруги:

$$\dot{U}_{i} = \dot{I}_{i}R_{AC} + j\omega\dot{\Psi}, \ (i = 1, 2),$$
(6)

де $\dot{\Psi} = \frac{w}{S} \int_{V} \dot{A}_{\tau} dV$ – потокозчеплення кожного індуктора з густиною струму $\dot{I}_{i}w/S$ в перерізі індуктора, \dot{A}_{τ} – тангенціальна відносно індуктора компонента векторного потенціалу, V – об'єм індуктора, R_{AC} – активний опір індуктора.

Граничною умовою для цієї електромагнітної задачі є умова магнітної ізоляції на зовнішніх границях всієї розрахункової області ($\dot{A} = 0$).

Представлена математична модель реалізована в програмному середовищі Comsol Multiphysics [4].

Постановка задачі дослідження. Виходячи з наведеної мети, задача цього дослідження полягає у визначенні впливу металевих каркасів індукційної канальної печі на її ефективність залежно від конструктивного виконання (секціонування) каркасу індукційного блока для різних систем живлення печі (різних значень фазового кута між напругами на індукторах) з метою забезпечення мінімальних електричних втрат у них.

Вихідні дані для моделювання печі приймалися такими. Рідкий метал – розплавлена мідь з питомою електропровідністю $\sigma = 4,5 \, 10^6 \, 1/\text{Ом} \cdot \text{м}$. Поперечний переріз індукційних каналів на більшій їхній частині за довжиною складає $2,75 \cdot 10^3 \, \text{мm}^2$ (габаритні розміри цього перерізу – 105 мм і 26 мм), внутрішній діаметр каналів (рідкометалевих витків) – 0,51 м. Розміри кожного індуктора: зовнішній діаметр – 0,34 м, довжина – 0,65 м, число витків індуктора – w = 45. Відносна магнітна проникність магнітопроводів – $\mu_{Fe} = 1000$. Товщина стінок

металевих каркасів 10 мм, питома електропровідність і відносна проникність матеріалу каркасів – $\sigma_{Fr} = 1 \cdot 10^6 \ 1/O_{M \cdot M}$ і $\mu_{Fr} = 1$. Вважається, що між окремими секціями нижнього каркасу забезпечується ідеальна ізоляція, а між нижнім і верхнім каркасами – ідеальний електричний контакт.

Моделювання електромагнітного поля печі проводилося при заданих значеннях напруги на індукторах частотою v = 50 Гц для різних значень фазового кута ψ між ними. Особливістю цього моделювання було те, що у кожному випадку (для кожного варіанту) підбиралося таке (однакове за модулем для обох індукторів) значення напруги, яке забезпечувало задану корисну потужність печі (потужність тепловиділення в рідкому металі). Вона приймалася рівною 500 кВт.

Враховуючи геометричну симетрію печі відносно вертикальної площини, що проходить посередині печі перпендикулярно до осей обох індукторів, моделювання електромагнітних процесів у ній виконувалося для однієї половини печі.

Результати моделювання. Моделювання електромагнітних процесів зазначеної індукційної канальної печі проводилося для двох варіантів секціонування каркасу індукційного блока, представлених на рис. 2, та чотирьох значень фазового кута між напругами $\psi = 0$, 60, 120 і 180 ел.град. Такі значення фазового кута для двофазної печі легко отримати за умови живлення її від трифазної мережі (трифазного трансформатора). Слід зазначити, що обидва варіанти секціонування, а також наведені значення кута ψ використовуються нині на діючих печах.

На рис. З представлено результати проведеного моделювання у вигляді залежності інтегральних електричних втрат P_{Fr} , що виникають в обох каркасах печі, від фазового кута між напругами на індукторах. Крива 1 на цьому рисунку стосується першого варіанту секціонування, який показано на рис. 2 *a*, а крива 2 – другого варіанту, представленого на рис. 2 *б*. Звідси видно, що в обох випадках втрати в каркасах печі зменшуються зі зростанням кута ψ . Порівнюючи між собою ці два конструктивні рішення, перевагу слід надати другому варіанту виконання каркасу індукційного блока, тобто каркасу, який має два вертикальних



«розрізи», (особливо при малих значеннях фазового кута ψ). Тут доречно зазначити, що робоче (оптимальне) значення цього кута для двофазних печей у першу чергу вибирають за умови забезпечення максимального тепло-масообміну в печі. Для низки конфігурацій індукційних каналів таку умову забезпечують малі значення фазового кута, включаючи $\psi = 0$ [5]. Ще одна особливість, яку потрібно враховувати для вибору того чи іншого конструктивного рішення щодо металевих каркасів, – це та, що існують печі, які мають один спільний для обох індукторів магнітопровід. У таких печах відсутня можливість змінювати фазовий кут між напругами; у них він постійний і складає $\psi = 180$ ел.град. [1].

Цікаво розглянути розподіл електричних втрат, зумовлених протіканням вихрових струмів у каркасах печі, для розглянутих варіантів секціонування за різних фазових кутів між напругами. Оцінка таких втрат в об'ємі каркасів показує, що найбільші втрати у всіх випадках виникають у передній і задній лицьових стінках нижнього каркасу печі. На рис. 4 для каркасу печі з горизонтальним «розрізом» показано розподіли питомих втрат енергії для двох значень фазового кута: $\psi = 0$ (рис. *a*) і $\psi = 180$ ел.град. (рис. *б*). Незважаючи на різний рівень (за величиною) цих втрат, обидва розподіли подібні один до одного. Максимальні втрати виникають внизу круглих отворів для індукторів. Така подібність характерна і для інших значень кута ψ .



Інша картина спостерігається у випадку каркаса з двома вертикальними «розрізами». Розподіл питомих втрат для цього випадку представлено на рис. 5, з якого видно, що за $\psi = 0$ (рис. *a*) максимальні втрати концентруються на внутрішніх (відносно отворів) ділянках лицевої стінки нижнього каркасу, а за $\psi = 180$ ел.град. (рис. δ) – на зовнішніх.

На завершення розглянемо можливість зменшення електричних втрат у каркасах печі за рахунок встановлення додаткової ізоляції між верхнім і нижнім каркасами. До цього, як було зазначено, всі розглянуті варіанти розраховувалися за умови наявності ідеального електричного контакту між цими каркасами. Це приводить то того, що вихрові струми, які наводяться, наприклад, у нижньому каркасі, мають змогу замикатися і через верхній каркас. Якщо ізолювати ці каркаси один від одного, це повинно зменшити шляхи протікання вихрових струмів, а отже, зменшити втрати, які вони зумовлюють.



Проведене моделювання обох варіантів секціонування нижнього каркаса печі з додатковим «розрізом» між верхнім і нижнім каркасами дало змогу встановити, що таке конструктивне виконання каркасів печі дозволяє зменшити сумарні втрати в каркасах на 12...20 % для першого варіанта (горизонтальний «розріз») і на 20...28 % – для другого (вертикальні «розрізи»). В обох випадках більші значення стосуються малих фазових кутів ψ.

Висновки. Для зменшення електричних втрат у металевих каркасах двофазних (двоіндукторних) індукційних канальних печей можна рекомендувати наступне:

І. Для печей, які живляться від системи напруги з малими фазовими кутами між напругами на індукторах (0...60 ел.град.), каркас індукційного блока слід виконувати з двома вертикальними «розрізами», що проходять через осі індукторів.

2. Додаткове зменшення зазначених втрат у будь-якому випадку можна отримати, якщо електрично ізолювати один від одного верхній і нижній металеві каркаси печі.

Фінансується за кошти держбюджетної теми "Розробити методи та засоби підвищення ефективності та надійності індукційних установок електротермічної обробки металевих розплавів і деталей складної форми" (Елінд-П). Державний реєстраційний номер роботи 0122U000534. КПКВК 6541030.

- 1. UPCAST, http://www.upcast.com, Finland.
- 2. Фарбман С.А., Колобнев И.Ф. Индукционные печи для плавки металлов и сплавов. М.: Металлургия. 1968. 496 с.
- Бондар О.І., Глухенький О.І., Гориславець Ю.М. Електромагнітні параметри двофазної індукційної канальної печі. Праці Інституту електродинаміки НАН України. 2020. Вип. 56. С. 72–76. DOI: <u>https://doi.org/10.15407/publishing2020.56.072</u>
- 4. Comsol Multiphysics, https://www.comsol.com/.
- 5. Бондар О.І., Гориславець Ю.М., Жаркін А.Ф. Інтенсифікація тепло-масообміну в індукційних канальних печах. *Технічна електродинаміка*. 2022. № 3. С. 49–55. DOI: <u>https://doi.org/10.15407/techned2022.03.049</u>

MODELING OF ELECTROMAGNETIC PROCESSES IN INDUCTION CHANNEL FURNACES TAKING INTO ACCOUNT METAL FRAMES

Yu.M. Goryslavets, O.I. Gluhenky, V.I. Zalozny

Institute of Electrodynamics of the National Academy of Sciences of Ukraine, pr. Peremohy, 56, Kyiv, 03057, Ukraine e-mail: ugoris@ied.org.ua

On the basis of the formulated mathematical model for the study of electromagnetic processes in a two-phase (twoinductor) induction channel furnace, electrical losses in the metal frameworks of the furnace were calculated for various options for their sectioning. The influence of the phase angle between the voltages feeding the inductors of the furnace on the distribution of specific and integral losses in the frames is determined. Practical recommendations for reducing these losses in order to increase the efficiency of melting furnaces are presented. Ref. 5, fig. 5. **Key words**: induction channel furnace, metal frames, mathematical modelling, electrical losses.

- 1. UPCAST, http://www.upcast.com, Finland.
- 2. Farbman S.A., Kolobnev I.F. Induction furnaces for melting metals and alloys. Moscow: Metallurgy. 1968. 496 p.
- Bondar O.I., Glukhenkyi O.I., Goryslavets Yu.M. Electromagnetic parameters of a two-phase induction channel furnace. *Pratsi Instytutu elektrodynamiky Natsionalnoi Akademii Nauk Ukrainy*. 2020. No 56. Pp. 72-76. (Ukr) DOI: <u>https://doi.org/10.15407/publishing2020.56.072</u>
- 4. Comsol Multiphysics, https://www.comsol.com/.
- Bondar O.I., Goryslavets Yu.M., Zharkin A.F. Intensification of heat and mass transfer in induction channel furnaces. *Tekhnichna Electrodynamika*. 2022. No 3. Pp. 49-55. (Ukr) DOI: https://doi.org/10.15407/techned2022.03.049

Надійшла: 27.03.2023 Прийнята: 20.04.2023

Submitted: 27.03.2023 Accepted: 20.04.2023

ЕЛЕКТРОТЕХНІЧНІ КОМПЛЕКСИ ТА СИСТЕМИ

УДК 621.314

DOI: https://doi.org/10.15407/publishing2023.64.070

АНАЛІТИЧНИЙ РОЗРАХУНОК ЗАСТУПНИМИ СХЕМАМИ МАГНІТНИХ ПОТОКІВ ТА ВТРАТ У МАГНІТНИХ СИСТЕМАХ ШУНТУВАЛЬНИХ РЕАКТОРІВ

А.В. Басова, канд. техн. наук, **В.Ф. Іванков***, канд. техн. наук ПрАТ «Запоріжтрансформатор», Дніпровське шосе, 3, Запоріжжя, 69600, Україна e-mail: <u>awbasova@gmail.com</u>, <u>ivankov.viktor@gmail.com</u>

Для високовольтних шунтувальних реакторів зі стрижнями з немагнітними проміжками розроблено шляхом обґрунтування скінченноелементним моделюванням аналітичну методику розрахунку магнітних потоків на основі заступних схем, а також уточнено розрахунок основних та додаткових втрат у магнітних системах. Результати розрахунків втрат зіставлено з їхніми оцінками під час типових випробуваннях реакторів. Бібл. 11, рис. 8, таблиця.

Ключові слова: шунтувальні реактори, магнітні системи, заступні схеми, магнітні потоки, втрати.

Вступ. Шунтувальний реактор (ШР) – це пристрій, який має обмотку, що може бути розміщена на магнітній системі (МС) або без неї і який призначений для створення значної індуктивності для забезпечення оптимального процесу передавання електричної енергії [1, 2]. У цій роботі розглянуто високовольтні ШР зі стрижнями з немагнітними проміжками двох конструкцій – із розташуванням стяжних шпильок всередині стрижнів МС та поза ними.

Втрати в МС ШР можуть складати до 50 % від загальних втрат ШР [1] і тому їхній розрахунок є важливою задачею на стадії робочого проектування [2-6]. Проте, питання ускладняється тим, що під час вимірювань неможливо розділити втрати в електротехнічній сталі (ЕТС) та додаткові втрати в частинах конструкції ШР. Приймається, що сума втрат у сердечнику та додаткові втрати в конструкції є різницею між сумарними та омічними втратами [1].

Необхідні для розрахунку втрат в ЕТС значення магнітної індукції визначаються в [2-6] через спрощені стаціонарні моделі магнітних опорів стрижня з обмоткою однофазного реактора. Водночає вважається, що соленоїдальні трубки магнітного поля в області обмотки є рівномірними по всій висоті вікна МС. Випинання магнітного потоку в проміжках між дисками стрижня враховується певним збільшенням їхнього перерізу.

Під час розрахунку втрат у сталі в [2-6] застосовуються відомі залежності від індукції питомих втрат на перемагнічування і вихрові струми по товщині пластин відповідних марок ЕТС. Як і в [7], але наближеними постійними коефіцієнтами, враховується збільшення втрат в кутових частинах МС. Також константою збільшуються втрати через нерівномірність магнітного потоку в дисках стрижнів.

Задача ускладняється для трифазних ШР: так само як і для трансформаторів [8], необхідно врахувати збільшення втрат на несинусоїдальність магнітного потоку. Чисельним моделюванням встановлено, що внаслідок переходу магнітного потоку з циліндричного стрижня в торцеві ярма прямокутного перерізу завантаження ярем по пакетах пластин ЕТС є нерівномірним. У торцевих ярмах біля стрижнів магнітний потік проходить впоперек прокату сталі зі значними питомими втратами [9]. У торцевих ярмах трифазних МС за наявності отворів під стяжні шпильки виникає магнітний потік, нормальний до площі пластин ЕТС, що спричиняє додаткові втрати на вихрові струми та місцеві підвищення температури.



Тому подальше вдосконалення методів розрахунку втрат в МС ШР залишається актуальною задачею. З цією метою, наприклад в [10], застосовано моделювання однофазного ШР методом скінченних елементів у режимі перехідного аналізу. Водночас зазначено розбіжність у 26 % між аналітичним та чисельним розрахунками втрат у сталі. Таким самим методом в [11] досліджено трифазний ШР, але з МС без бічних ярм.

Зазначимо, що саме аналітичні методи необхідні та ефективні для перевірних та багатоваріантних оптимізаційних розрахунків ШР. Для цього можуть бути застосовані магнітні заступні схеми. Для їх обґрунтування доцільно використати досвід [6] чисельного моделювання методами скінченно-елементного аналізу (СЕА).

Метою цієї роботи була розробка шляхом обґрунтування скінченноелементним моделюванням аналітичної методики розрахунку магнітних потоків за допомогою нелінійних магнітних заступних схем, а також уточнення розрахунку основних та додаткових втрат в магнітних системах шунтувальних реакторів.

Конструкція шунтувального реактора.

Розглянуто конструкцію, для якої спрощений ескіз обмотки, стрижня та ярем МС у випадку однофазного ШР показано на рис. 1 *а*. Стрижень МС складається з радіально шихтованих двох крайніх дисків та внутрішніх дисків висотою h_k та *h* з однаковими внутрішнім *d* та зовнішнім *D* діаметрами. Кількість внутрішніх проміжків між дисками позначено через n_z . Між ярмами і крайніми дисками є технологічні проміжки розміром δ_k , а між внутрішніми дисками – проміжки розміром δ . Обмотка має середній діаметр, радіальний розмір та висоту D_o , a_o , H_o . На рис. 1 *а* позначено: b_k та Δ_o – ширина каналу стрижень-обмотка та перевищення обмотки над останнім за висотою стрижня внутрішнім проміжком, MO_1 – міжосьова відстань стрижень-бокове ярмо, H_{ok} – висота вікна МС, B_P – ширина пакета ярма.

Трифазні конструкції можуть бути як з бічними ярмами, так і без них. Стяжні шпильки можуть бути розміщені в середині та поза стрижнями МС. У першому випадку в торцевих ярмах спеціальним шихтуванням пластин виконуються вертикальні отвори для проходження стяжних шпильок стрижня.



Рис. 1

На рис. 1 *б, в* показано ескіз найбільш розвинутої МС із боковими ярмами трифазного реактора з умовною розбивкою на частини з характерними особливостями розподілу магнітних потоків і втрат, та введено наступні умовні позначення: DV – диски внутрішні, DK –
диски крайні, JB – ярмо бокове, JT – ярмо торцеве, JF – ярмо міжфазне, UG – кути ярм, JTs – ярмо торцеве-стрижень, JFs – ярмо міжфазне-стрижень.

Розрахунок потоків в МС реакторів із використанням заступних схем. Основні положення та припущення при розробці магнітних заступних схем:

- величина магнітного потоку в стрижні та в каналах обмотки не залежить від опору ярм, що допустимо за відсутності насичення в робочих режимах експлуатації реакторів;
- магнітний потік у стрижні розподіляється рівномірно за висотою обмотки, на торцях обмотки потік з обмотки каналу замикається в крайній диск і в горизонтальне ярмо;
- магнітний потік у пакетах ярм розподіляється пропорційно площі перерізу стрижня і каналу обмотки за товщиною пакета. У крайній пакет ярма замикається потік із каналу обмотки, що знаходиться поза товщиною ярма. Потоки між суміжними пакетами (підпакетами) відсутні;
- у пакетах ярм трифазних MC з бічними ярмами відбувається перерозподіл потоків з урахуванням різного опору окремих ділянок гілок (крім центрального пакета з отворами під шпильку);
- у центральному пакеті ярм з отворами під шпильки замикається лише частина потоку між сусідніми стрижнями. Решта потоку входить по нормалі до площини довгих пластин між стрижнями сусідніх фаз.

Положення про незалежність магнітного потоку в стрижні від розподілу потоків в ярмах за відсутності їхнього насичення дає змогу розглянути послідовно заступну схему стрижня з обмоткою (первинна схема) та попакетні заступні схеми (вторинні схеми) ярм МС реактора. Взаємодія вказаних заступних схем ґрунтується на нерозривності магнітного потоку в МС реактора, який генерує робочий струм в обмотці.

Заступна магнітна схема стрижня з обмоткою реактора.



Рис. 2

На заступній схемі стрижня рис. 2 позначено: лінійні магнітні опори каналів торець обмоткиярмо R_1 , обмотка-стрижень R_2 і торець обмоткикрайній диск R_3 , каналу всередині стрижня R_{ν} , а також нелінійні магнітні опори R_s сталі внутрішніх дисків і проміжків між ними і опору R_k сталі крайнього диску і проміжку між ним та ярмом.

Під час визначення параметрів магнітних опорів використано результати чисельних досліджень магнітних потоків в області обмотки та стрижня МС ШР [6], які показано на рис. 3.

Зокрема враховано, що внутрішні диски стрижня завантажуються рівномірно, крайні – більш інтенсивно (рис. 3 *a*).

Осьова складова магнітної індукції в каналі обмотка-торцеве ярмо (рис. 3 δ) максимальна на внутрішній твірній обмотки та лінійно зменшується до зовнішньої твірної. Також осьове поле лінійно зменшується (майже до нуля) до поверхні крайнього диска.



Магнітний потік зі стрижня та торців обмотки входить в горизонтальні ярма поперек прокатки пластин (рис. 3 *в*) та замикається в торцевих та бічних частинах ярм упродовж прокатки (рис. 3 *г*).

Радіальний потік з обмотки в крайній диск замикається в каналі, який знаходиться в області перевищення торця обмотки над останнім внутрішнім проміжком між дисками. Замиканням магнітного потоку поза обмоткою можна знехтувати по причині незначної його долі, а також внаслідок його замикання у вікні МС через бічні ярма або, поза вікном (поперечній осі симетрії реактора), – через поперечні магнітні шунти до поверхні торцевих ярм. Наведені спостереження, а також припущення *1* і *2* дають змогу визначити параметри магнітних опорів заступної схеми, зображеної на рис. 2.

Магнітний лінійний опір між торцями обмотки і ярмом обчислюється відношенням величини зазору між торцем обмотки і ярмом магнітопроводу до площі каналу, обмеженого третиною радіального розміру обмотки і каналу стрижень-обмотка у відліку від внутрішньої твірної обмотки:

$$R_{I} = \frac{(Hok - Ho)/2}{\mu_{0}\pi \left(\left(D_{O} - a_{O}/3 \right)^{2} - \left(D_{O} - a_{O} - 2/3b_{K} \right)^{2} \right) / 4}.$$
 (1)

Магнітний опір каналу стрижень-обмотка визначається висотою обмотки зчепленням витків обмотки в межах третини радіального розміру обмотки від внутрішньої поверхні обмотки за вирахуванням перерізу стрижня з поправкою на розширення проміжків [3, 4]:

$$R_{2} = \frac{Ho}{\mu_{0}\pi \left(\left(D_{O} - a_{O}/3 \right)^{2} - \left(D + 1.5\varepsilon \right)^{2} \right) / 4} \,.$$
⁽²⁾

Магнітний опір каналу між торцем обмотки та крайнім диском обчислюється за величиною проміжку між зовнішньою поверхнею стрижня та внутрішньою поверхнею обмотки, віднесеної до площі каналу «обмотка-крайній диск», в якому торець обмотки знаходиться вище останнього внутрішнього проміжку:

$$R_3 = \frac{b_K}{\mu_0 \pi (D_O - a_O) \Delta_O} \,. \tag{3}$$

Магнітний опір каналу всередині стрижня обчислюється також з поправкою на розширення проміжків:

$$Rv = \frac{Hok}{\mu_0 \pi (d - 1.5\varepsilon)^2/4}.$$
(4)

Магнітні нелінійні опори у внутрішній і крайній частинах стрижня обчислюються як послідовне з'єднання нелінійних опорів сталі дисків стрижня з врахуванням залежності магнітної індукції від проникності електротехнічної сталі $\mu'(B)$ і лінійних опорів відповідних проміжків:

$$R_{s} = \frac{h}{\mu_{0}\mu'(B)S_{a}}(n_{z}-l) + \frac{\delta}{\mu_{0}S_{\varepsilon}}n_{z}, \qquad R_{k} = \frac{h_{k}}{\mu_{0}\mu'(B)S_{a}} + \frac{\delta_{k}}{\mu_{0}S_{k}}, \qquad (5)$$

де S_v – площі перерізу активної сталі диска (v = a), внутрішніх (v = z) та крайніх (v = k) повітряних проміжків, n_z – число внутрішніх проміжків стрижня. Під час розрахунку магнітного опору проміжків між дисками враховується випинання магнітного потоку з умовним розширенням ширини диска на величину $\varepsilon = \beta / \pi \ln(1 + h/\beta)$ [3, 4]. Водночас приймається $\beta = \delta$ для внутрішніх проміжків і $\beta = 2\delta_k$ для крайніх проміжків. Еквівалентні площі перерізів визначаються як $S_v = \pi / 4 [(D + 2\varepsilon)^2 - (d - 2\varepsilon)^2]$.

Система рівнянь Кірхгофа для визначення потоків у стрижні з обмоткою за заступною схемою (рис. 2) складена для контурів 1-4 та вузлів 1-2:

$$\Phi_{l}R_{l} - \Phi_{3}R_{3} - \Phi_{k}R_{k} = 0, \qquad \Phi_{v}R_{v} - \Phi_{s}R_{s} = 0, \qquad \Phi_{2}R_{2} + 2\Phi_{3}R_{3} - \Phi_{s}R_{s} = 0,
\Phi_{s}R_{s} + 2\Phi_{k}R_{k} = I_{n}\sin(\omega t), \qquad \Phi_{l} - \Phi_{2} + \Phi_{3} = 0, \qquad \Phi_{3} + \Phi_{v} + \Phi_{s} - \Phi_{k} = 0,$$
(6)

де $\omega = 2\pi f$ за промислової частоти f = 50 або 60 Гц.

Система є нелінійною за опорами R_s і R_k , які залежать від відповідних потоків Φ_s і Φ_k . Розв'язок системи рівнянь виконується для заданого набору точок у часі $t = 0, \Delta t ... l/f$. На першому кроці за початкове значення приймається магнітний потік порядку 0.1 Вб. Далі проводиться розв'язок лінійної системи рівнянь щодо потоків. Потім послідовно уточнюється магнітна проникність сталі за величиною розрахованої індукції. За початкові значення на наступному часовому кроці приймаються величини, які знайдено на попередньому кроці.

Таким чином, заступна схема рис. 2 стрижня з обмоткою та алгоритм (1)–(6) забезпечує визначення магнітних потоків у внутрішніх DV і в крайніх DK дисках стрижня, а також слугує для визначення потоків стрижня з обмоткою, які замикаються в системі торцевих горизонтальних та бокових вертикальних ярм.

Попакетні магнітні заступні схеми ярм магнітної системи реактора. Користуючись припущеннями 3...5, розглянемо магнітні заступні схеми ярм МС однофазних і трифазних реакторів.

Магнітні потоки в пакетах ярм однофазних МС. Магнітний потік Φ_k крайнього диска стрижня МС і потік Φ_1 з торця обмотки за схемою, зображеною на рис. 2, замикаються в пакети торцевих і бокових ярм пропорційно площі перерізу стрижня за шириною пакетів ярма (рис. 4).



На цьому рисунку виділено центральний пакет за номером 1 під стяжну шпильку стрижня (за її наявності), пакет 2 і крайній пакет 3. Здебільшого пакет 2 має значну товщину. Тому для підвищення точності розрахунку цей пакет необхідно розбити на підпакети 2/1, ..., 2/4. Таким чином, приходимо до розгляду розгалужених (попакетно) магнітних заступних схем ярм MC реактора.

Згідно з рис. 4 потоки в *i*-му пакеті ярма, з урахуванням прийнятого припущення *3*, розраховуються за формулами

$$\Phi^{i} = \begin{cases} \Phi_{k} S_{k}^{i} / S_{k} + \Phi_{1} S_{1}^{i} / S_{1}, & \exists a \ y \text{мови} \ i = 1..N - 1; \\ \Phi_{k} S_{k}^{i} / S_{k} + \Phi_{1} \left(S_{1}^{i} + S_{1}^{0} \right) / S_{1}, & \exists a \ y \text{мови} \ i = N \end{cases},$$
(7)

де N – число підпакетів ярма, S_k^i , S_l^i – площа перерізу стрижня і каналу над обмоткою по *i*му пакету, S_l^0 – площа каналу над обмоткою, який знаходиться за межами ярма. Повні площі S_k та S_l визначено в виразах для опорів за формулами (1) та (3).

Магнітні потоки в пакетах ярм трифазних МС. Насамперед зупинимось на питанні завантаження магнітними потоками *в центральному пакеті торцевого ярма МС з отвором* під стяжну шпильку. Чисельними дослідженнями визначено, що через короткі пластини міжфазної частини ярма замикається тільки частина потоку між сусідніми стрижнями. «Надлишкова» частина потоку виходить у довгі пластини сусіднього пакету, майже вдвічі збільшуючи в них магнітну індукцію (рис. 5 *a*). Розробка відповідної заступної схеми введенням магнітного опору по нормалі до площин вказаних пакетів є складною задачею внаслідок суттєвої тривимірності конструкції ярма в досліджуваному місці.



Для вирішення цього питання чисельним моделюванням проведено спостереження за часовим перебігом магнітних потоків, які збуджуються стрижнями сусідніх фаз і які замикаються у вказаних пакетах (рис. 6). Позначимо потоки двох сусідніх фаз як Φ_A^I та Φ_B^I . Потік, що проходить вздовж міжфазових коротких пластин у напрямку прокатки сталі, позначено як $\Phi^{||}$, потік, який виходить по нормалі з коротких пластин, – Φ^{\perp} .

Встановлено, що між вказаними потоками справедливі такі співвідношення:

á





$$\boldsymbol{\Phi}_{AB}^{\perp} = \left(\boldsymbol{\Phi}_{B}^{l} + \boldsymbol{\Phi}_{A}^{l}\right) / 2, \quad \boldsymbol{\Phi}_{BC}^{\perp} = \left(\boldsymbol{\Phi}_{C}^{l} + \boldsymbol{\Phi}_{B}^{l}\right) / 2, \tag{8}$$

$$\boldsymbol{\Phi}_{AB}^{\parallel} = \left(\boldsymbol{\Phi}_{B}^{I} - \boldsymbol{\Phi}_{A}^{I}\right) / 2, \quad \boldsymbol{\Phi}_{BC}^{\parallel} = \left(\boldsymbol{\Phi}_{C}^{I} - \boldsymbol{\Phi}_{B}^{I}\right) / 2.$$

$$\tag{9}$$

У МС без отворів під шпильки такі процеси відсутні, пластини горизонтальних ярм навантажуються більш рівномірно (рис. 5 δ), потоки визначаються відповідно до перерізу стрижнів за виразами (7).

Магнітні заступні схеми пакетів МС із бічними ярмами без проміжків під стяжну шпильку. Відповідну магнітну заступну схему показано на рис. 7, де позначено нелінійні опори *i*-х пакетів торцевих, міжфазних і бічних ділянок ярм:

$$R_{jt}^{i}(B) = \frac{MO_{I}}{\mu_{0}\mu'(B)S_{jt}^{i}}, \ R_{jf}^{i}(B) = \frac{MO/2}{\mu_{0}\mu'(B)S_{jf}^{i}}, \ R_{jb}^{i}(B) = \frac{H_{ok} + B_{P_{i}}}{\mu_{0}\mu'(B)S_{jb}^{i}},$$
(10)

де S_{jt}^{i} , S_{jf}^{i} , S_{jb}^{i} – площі перерізу *i*-х пакетів торцевого, міжфазного та бічного ярм; BP_{i} – ширина *i*-го пакету торцевого ярма.

У пакетах без проміжків під шпильку трифазних МС з бічними ярмами величини потоків визначаються за схемою заміщення (рис. 7) за заданих потоків стрижня і обмотки ($\Phi_{A,B}^{k}$, $\Phi_{B,C}^{k}$, k=2,...,N) і заданих потоків з коротких пластин центрального пакета ($\Phi_{AB}^{\perp k}$, $\Phi_{BC}^{\perp k}$), де N – сумарна кількість пакетів і підпакетів ярма; R_{jt}^{k} , R_{jf}^{k} , R_{jb}^{k} – опори k-х пакетів торцевих, міжфазних і бічних ділянок ярм.





Система рівнянь Кірхгофа для визначення потоків у пакетах ярм за моделлю, зображеною на рис. 7, складена для вузлів 1-5 та контуру 1:

$$\Phi_{j5}^{i} - \Phi_{j1}^{i} = \Phi_{A}^{i}, \quad \Phi_{j1}^{i} - \Phi_{j2}^{i} = \Phi_{AB}^{\perp i}, \quad \Phi_{j2}^{i} - \Phi_{j3}^{i} = \Phi_{B}^{i}, \quad \Phi_{j3}^{i} - \Phi_{j4}^{i} = \Phi_{BC}^{\perp i}, \quad \Phi_{j4}^{i} - \Phi_{j5}^{i} = \Phi_{C}^{i}, \\
2\Phi_{j1}^{i}R_{jf}^{i}(B_{j1}^{i}) + 2\Phi_{j2}^{i}R_{jf}^{i}(B_{j2}^{i}) + 2\Phi_{j3}^{i}R_{jf}^{i}(B_{j3}^{i}) + 2\Phi_{j4}^{i}R_{jf}^{i}(B_{j4}^{i}) + \\
+ \Phi_{j5}^{i}(2R_{jt}^{i}(B_{j5}^{i}) + R_{jb}^{i}(B_{j5}^{i})) + \Phi_{j6}^{i}(2R_{jt}^{i}(B_{j6}^{i}) + R_{jb}^{i}(B_{j6}^{i})) = 0$$
(11)

Система рівнянь є нелінійною, і її розв'язок проводиться так само, як і для системи (6) за часовими кроками. У випадку відсутності в центральному пакеті проміжку під стяжну шпильку величини нормальних потоків за виразами (8) приймають нульові значення. У цьому випадку розрахунок (9)–(11) виконується для всіх пакетів ярм, в тому числі і для центрального.

Магнітні потоки в пакетах ярм трифазних МС без бічних ярм. Величини потоків у міжфазних ділянках горизонтальних ярм визначаються потоками у стрижні МС за аналогією з тристрижневими МС трансформаторів [7]. Нерівномірність потоку по пакетах, зумовлена нерівномірністю завантаження потоком зі стрижня, враховується за виразами (7).

За наявності отворів під шпильки в центральному пакеті величина потоку, що проходить вздовж і по нормалі до коротких пластин, розраховується за формулами (8)–(9).

У горизонтальних ярмах потік, який потрапляє зі стрижня і каналу обмотки впоперек прокатки листів сталі, повертається і йде в міжфазну ділянку ярма. Водночас частина потоку розсіюється у торці ярма. Чисельними дослідженнями встановлено, що розсіювання становить близько 25 %.

Розрахунок втрат в магнітних системах шунтувальних реакторів.

Втрати в кутових частинах шихтування ярм. У вказаних частинах ярм MC, як і в трансформаторах [7], відбувається поворот магнітного потоку і відповідно рух не в напрямку прокатки сталі. При переходах магнітних потоків через проміжки в місцях стику пластин ЕТС виникають потоки по нормалі до пластин, внаслідок чого виникають вихрові струми в площинах пластин. Зокрема, для косого стику втрати залежать від марки сталі, амплітудної індукції B у куті, ширини пластини b, половини довжини перекриття пластин lk, яке визначається вздовж осі пластин. Вказані фактори враховуються відомими емпіричними коефіцієнтами збільшення втрат [7]

$$k_{UG} = k_{pk}^{y}(B, b, lk).$$
⁽¹²⁾

Нерівномірність потоку в ярмах. Попакетний розрахунок магнітних потоків в ярмах визначає розподіл індукції B_j^i і відповідних питомих втрат $p(B_j^i)$ у кожному пакеті. Додатково також у кожному пакеті розраховується коефіцієнт на несинусоїдальність (16). Середня індукція в перерізі ярма й усереднені втрати визначаються за такими виразами:

Ì

$$B_{j}^{s} = 1/S_{j} \sum_{i=1}^{N} B_{j}^{i} S_{j}^{i}, \qquad P_{j}^{s} = 1/S_{j} \sum_{i=1}^{N} p(B_{j}^{i}) \cdot k_{\mu c}^{i} \cdot S_{j}^{i}.$$
(13)

Коефіцієнт підвищення втрат залежить від співвідношення

$$k_j = P_j^{\rm s} / p(B_j^{\rm s}). \tag{14}$$

Для кожної частини торцевого, міжфазного, бічного ярм визначаються свої усереднені індукції B_{it} , B_{if} , B_{ib} і відповідно коефіцієнті k_{it} , k_{if} , k_{jb} .

Втрати в дисках стрижня. З розрахунку розподілу магнітних потоків у стрижні за схемою, наведеною на рис. 2, визначається середнє значення індукції B_s в об'ємі стрижня. За рахунок проміжків між дисками і випинання поля індукція магнітного поля розподіляється нерівномірно, збільшуючись до країв диска (рис. 8 *a*), що підвищує втрати, визначені за середнім значенням через нелінійну залежність втрат від індукції. Із співвідношення геометричного перерізу стрижня S_{Γ} до еквівалентної площі S_{ε} в формулі (5) визначається найменше значення $B_{\min} = B_s S_{\Gamma} / S_{\varepsilon}$ (рис. 8 *б*).



Для дослідження області насичення диска розроблено двовимірну заступну схему, в якій циліндричний об'єм нижньої половини диска розбивається на кільцеві елементи, що відповідають за провідність та питомі втрати вздовж та впоперек прокату сталі ЕТС [9]. До нижніх вузлів сітки додається рівномірно розподілений потік з внутрішнього проміжку, на бічні вузли додається потік з зони випинання, який рівномірно спадає до нуля посередині висоти диска. Для прикладу, результати застосування схеми для диска реактора 110 МВАр показано на рис. 8 є у вигляді розподілу індукції на нижньому краю диска (B_{sp}) та посередині висоти диска B_{cep} . Розрахунковими дослідженнями запропонованої заступної схеми визначено, що за номінальної середної індукції в стрижнях МС у діапазоні 1.2...1.5 Тл інтенсивність найбільшої індукції на бічній поверхні диска досягає величини 1.8 Тл. Водночас зона збільшення індукції (рис. 8 б) визначається величиною випинання і дорівнює $t = \varepsilon (B_{max} / B_{min} - 1)^{-1}$. Це дозволяє ввести коефіцієнт збільшення втрат у дисках до втрат, визначених за середнім значенням індукції, за виразом

$$k_d = \left(P(B_{\min}) \cdot (l - 2t) + P(B_{\max}) \cdot 2t\right) / P(B_s).$$
(15)

Втрати на несинусоїдальність магнітного потоку в ярмах. У ярмах трифазних МС із боковими ярмами наявна несинусоїдальність індукції внаслідок розгалуженості магнітних потоків різних фаз. Максимальним значенням B_m індукції та її гармонічними складовими B_i , (i=1,2,3,...) визначається коефіцієнт $k_u = B_m^{-1} \sqrt{\sum_i (i \cdot B_i)^2}$, а також емпірична залежність $\alpha(B_m) = 0.177 B_m^2 - 0.33 B_m + 0.66$ [8]. Коефіцієнт збільшення втрат дорівнює $k_{uc} = \alpha + (1-\alpha)k_u$. (16)

Проходження магнітного потоку в горизонтальних ярмах не паралельно прокатці ЕТС. У горизонтальних ділянках ярм навпроти стрижня відбувається підвищення втрат за рахунок проходження потоку не паралельно до прокатки ЕТС. Відомо, що для потоків впоперек прокатки сталі питомі втрати зростають у кілька разів. Ступінь збільшення залежить від марки сталі, амплітуди магнітної індукції та кута між напрямком потоку та прокату [9]. Прийнято, що це збільшення в середньому становить 4 одиниці. Також враховується, що індукція впоперек прокату лінійно зменшується до нуля за висотою ярма. Тому питомі до

маси втрати в ярмах навпроти стрижня обчислюються за формулою $P_{js} = 4/K \sum_{i=1}^{K} p(B_k i/K)$, де

K – число точок розрахунку індукції по висоті ярма; B_k – індукція в крайньому диску стрижня; p(B) – питомі втрати в ЕТС в залежності від індукції за відповідним каталогом. Таким чином, коефіцієнт збільшення втрат дорівнює

$$k_{js} = P_{js} / p(B_k). \tag{17}$$

У трифазних реакторах процеси в зонах навпроти стрижня є складними внаслідок постійної зміни напрямку потоків. Шляхом порівняння з наявними результатами випробувань реактора без отворів під шпильки у цих зонах для підвищення втрат P_{js} у трифазних реакторах підібрано коефіцієнт $k_{\tau} = 2$.

Втрати від вихрових струмів у площині пластин ярм з отворами під стяжну ипильку стрижня. У ярмах тристрижневих МС з отворами під шпильку наявні потоки (8), які направлені по нормалі до пластин ЕТС тих пакетів, які суміжні з пакетами з проміжками під шпильку (рис. 5 *a*). Генеруються вихрові струми і відповідні втрати. Зазначимо, що розрахунок втрат в пакетах ЕТС від магнітного поля, направленого по нормалі до площини пакетів, виконується, зокрема, для крайніх пакетів стрижнів трансформаторів [6]. У результаті відповідних розрахунків за допомогою вказаної програми отримано величину втрат у пакетах ярм реакторів залежно від частоти поля f, амплітуди магнітної індукції b, довжини L та ширини H (висота ярма) пластини, товщини центрального пакету T (з отворами):

$$Pv = kv \cdot kp \cdot f^2 \cdot b^2 \cdot (1.2 \cdot L - 200) \cdot H^{2.88} \cdot T, \qquad (18)$$

Коефіцієнт kv = 2.38E - 7 отримано для характерних розмірів ярм. Коефіцієнт kp = 0.03 відображає характер зміни поля по товщині пакету, який отримано за результатами чисельних розрахунків втрат в ярмах МС низки реакторів.

Сумарні втрати в магнітних системах шунтувальних реакторів

Основні втрати визначаються за масами відповідних частин МС, вказаними на рис. 1 б, в, та коефіцієнтами збільшення втрат (12)–(17)

$$P_{o} = P_{st} + P_{JT} + P_{JTs} + P_{UG} + P_{JB} \quad (odho \phi a 3 hi MC),$$
(19)

$$P_o = P_{st} \cdot 3 + P_{JT} + P_{JF} + P_{JTs} \cdot k_T + P_{JFs} \quad (mpu\phiashi MC \, \deltaes \, \deltaivhux \, spm), \tag{20}$$

$$P_{o} = P_{st} \cdot 3 + P_{JT} + P_{JF} + P_{JTs} \cdot k_{T} + P_{JFs} + P_{UG} + P_{JB} \quad (трифазні MC з бічними ярмами),$$
(21)

де

$$P_{st} = k_d (p(B_k) \cdot m_{DK} \cdot 2 + p(B_s) \cdot m_{DV} \cdot (n_z - I));$$

$$P_{JT} = k_{jt} \cdot p(B_{jt}) \cdot m_{JT} \cdot 4; \qquad P_{JTs} = (k_{jt} \cdot p(B_{jt}) + k_{js} \cdot p(B_k)) \cdot m_{JTs} \cdot 4;$$

$$P_{JF} = k_{jf} \cdot p(B_{jf}) \cdot m_{JF} \cdot 4; \qquad P_{JFs} = (k_{jf} \cdot p(B_{jf}) + k_{js} \cdot p(B_k)) \cdot k_T \cdot m_{JFs} \cdot 8;$$

$$P_{UG} = k_{UG} (B_{jt}) \cdot m_{UG} \cdot 4; \qquad P_{JB} = k_{jb} \cdot p(B_{jb}) \cdot m_{JB} \cdot 2.$$
(22)

У випадку розташування стяжних шпильок всередині стрижнів трифазних МС до основних додаються втрати на вихрові струми (18).

Співставлення розрахункових втрат в MC з їхніми оцінками у разі типових випробувань реакторів. Під час типових електромагнітних випробуваннь шунтувальних реакторів за умови робочої напруги та виміряного струму і омічного опору в обмотці виміряно сумарні втрати в реакторі і активні втрати в обмотці та у відведеннях. Розрахунковими методами визначено додаткові втрати на вихрові струми в провідниках обмотки, втрати в баку, в пресувальних ярмових балках, в стяжних шпильках. Для цього застосовано відповідне програмне забезпечення системи САПР ТЕР [6]. За різницею виміряних сумарних та всіх видів зазначених втрат оцінюють втрати в МС реактора, що в цілому відповідає положенням стандарту [1]. Позначимо їхню величину як P_{test}. Для прикладу, в таблиці подано втрати P_{test} в МС однофазних та трифазних реак-

		P _{test} ,	P _{calc} ,	Похи-
N⁰	Реактор	кВт	кВт	бка, %
1	PTM-29750/36	33.4	31.1	-6.9
2	POM-55000/525	19.5	17.9	-8.2
3	POM-110000/750	53.6	42.8	-20.1
4	PTM-50000/500	40.8	30.6	-25.0
5	PTM-65000/500	38.5	35.3	-8.3
6	PTM-70000/500	82.9	81.8	-1.3
7	PTM-125000/500	43.1	42.1	-2.3
8	РТДН-67000/110	45.0	42.2	-6.2
9	РТДН-120000/330	52.9	49.4	-6.6

торів і результати розрахунків втрат P_{calc} за представленою в цій роботі методикою. У більшості випадків похибка не перевищує 10 %.

Розроблену методику впроваджено у програмі перевірних розрахунків втрат у МС шунтувальних реакторів, також у програмі їхніх багатоваріантних оптимізаційних розрахунків у системі проектування силових трансформаторів та електричних реакторів [6].

Висновки. Послідовний розрахунок пов'язаними первинною магнітною заступною схемою стрижня з обмоткою, вторинними розгалуженими (попакетно) схемами торцевих і бокових ярм, та двовимірними схемами дисків стрижня забезпечує детальне визначення перехідних магнітних потоків в усіх частинах МС шунтувального реактора. Значення цих потоків є необхідним і достатнім для подальшого розрахунку втрат.

До традиційного розрахунку основних втрат у сталі та втрат на шихтування пластин додатково необхідно враховувати втрати на нерівномірність потоків у дисках стрижнів і в пакетах ярм, на несинусоїдальність потоків, на проходження потоку впоперек прокату сталі, а також втрати на вихрові струми в торцевих ярмах за навяності в них отворів під стяжні шпильки стрижнів.

Точність розрахунків втрат у МС шунтувальних реакторів за розробленою аналітичною методикою достатня для практики їхнього розрахункового проектування.

- 1. IEC 60076-6: Power transformers Part 6: Reactors, IEC:2007, 244 p.
- 2. Бики М.А. Проектирование электрических реакторов для высоковольтных линий электропередач на постоянном и переменном токе. Днепропетровск: Монолит, 2014. 164 с.
- 3. Манькин Э.А. Расчет реакторов со стальным магнитопроводом с зазорами. Электричество. 1959. № 7. С. 35–41.
- 4. Лейтес Л.В. Электромагнитные расчеты трансформаторов и реакторов. М.: Энергия, 1981. 392 с.
- 5. Іванков В.Ф. Синтез і розрахунок електричних реакторів із зазорами в стрижні магнетопроводу. *Техн.* електродинаміка. 2008. № 3. С. 66–70.
- 6. Іванков В.Ф., Басова А.В., Хімюк І.В. Методи моделювання трансформаторів та реакторів. К.: Наш формат, 2017. 490 с.
- 7. Кравченко А.Н., Родионов В.Г., Шугайло А.И., Эйнгорн И.Я. Методика расчета потерь и тока холостого хода трансформаторов. Техническая электродинамика. 1979. № 2. С. 45-52.
- 8. Валкович З., Вешич П. Расчет пятистержневого сердечника при помощи цифровой вычислительной машины. «Радэ кончар». Институт Загреб, Югославия. 1974, 24 с.
- 9. Cheng Z. Takahashi N., Forghani B. TEAM Problem 21 Family (V.2009). International Compumag Society Board at Compumag: Florianópolis, Brazil. 2009, 16 p.
- Minh et al., Finite Element Modeling of Shunt Reactors Used in High Voltage Power Systems, Engineering, Technology & Applied Science Research, Vol. 11, No. 4, 2021. Pp. 7411–7416.
- 11. Özüpak Y. Designing a Reactor for Use in High Voltage Power Systems and Performing Experimental and Simulation Analysis. Journal of Engg. Research Online First Article. 2022. 14 p. DOI: <u>https://doi.org/10.36909/jer.17017</u>

ANALYTICAL CALCULATION OF MAGNETIC FLOWS AND LOSSES IN THE MAGNETIC SYSTEMS OF SHUNTING REACTORS BY SUBSTITUTE CIRCUITS A.V. Basova, V.F. Ivankov

PrJSC «ZTR»,

Dniprovske shose, 3, Zaporizhia, 69600, Ukraine

For high-voltage shunt reactors with rods with non-magnetic gaps, an analytical method for calculating magnetic fluxes based on substitute circuits has been developed by substantiation by finite element modeling, and the calculation of main and additional losses in magnetic systems has been refined. The results of loss calculations are compared with their estimates during type tests of reactors. Bibl. 11, fig. 8, table.

Keywords: shunt reactors, magnetic systems, backup circuits, magnetic fluxes, losses.

- 1. IEC 60076-6: Power transformers Part 6: Reactors, IEC:2007, 244 p.
- 2. Biki M.A. Design of electric reactors for high-voltage power lines on direct and alternating current. Dnepropetrovsk: Monolit, 2014. 164 p. (Rus)
- 3. Man'kin Je.A. Calculation of reactors with a steel magnetic core with gaps. *Jelektrichestvo*. 1959. No 7. Pp. 35–41. (Rus)
- 4. Lejtes L.V. Electromagnetic calculations of transformers and reactors. M.: Jenergija, 1981. 392 p. (Rus)
- 5. Ivankov V.F. Synthesis and calculation of electric reactors with gaps in the magnetic circuit rod. *Tekhnichna elektrodynamika*. 2008. No 3. Pp. 66–70. (Ukr)
- 6. Ivankov V.F., Basova A.V., Khimyuk I.V. Transformers and reactors modeling methods. K.: Nash format, 2017. 490 p. (Ukr)
- Kravchenko A.N., Rodionov V.G., Shugaylo A.I., Eyngorn I.YA. Method for calculating losses and no-load current of transformers. *Tekhnicheskaya elektrodinamika*. 1979. No 2. Pp. 45–52.
- 8. Valkovich Z., Veshich P. Calculation of a five-rod core using a digital computer. "Rade konchar". Institut Zagreb, Jugoslavija. 1974, 24 p. (Rus)
- 9. Cheng Z. Takahashi N., Forghani B. TEAM Problem 21 Family (V.2009). International Compumag Society Board at Compumag: Florianópolis, Brazil. 2009, 16 p.
- Minh Tu P. et all. Finite Element Modeling of Shunt Reactors Used in High Voltage Power Systems. Engineering, Technology & Applied Science Research. 2021.Vol. 11. No. 4. Pp. 7411–7416. DOI: <u>https://doi.org/10.48084/etasr.4271</u>
- 11. Özüpak Y. Designing a Reactor for Use in High Voltage Power Systems and Performing Experimental and Simulation Analysis, Journal of Engg. Research Online First Article. 2022. 14 p. DOI: <u>https://doi.org/10.36909/jer.17017</u>

Надійшла: 17.04.2023 Прийнята: 02.05.2023

Submitted: 17.04.2023 Accepted: 02.05.2023

ВИМІРЮВАННЯ ТА ДІАГНОСТИКА В ЕЛЕКТРОЕНЕРГЕТИЦІ

УДК: 621.317.39; 621.317.3 DOI: https://doi.org/10.15407/publishing2023.64.081

РОЗРАХУНОК БЛОКУ ТАРІЛЧАСТИХ ПРУЖИН У СИЛОВОМУ АКУМУЛЯТОРІ СТАБІЛІЗАЦІЇ ТИСКУ ПРЕСУВАННЯ ОСЕРДЯ СТАТОРА ПОТУЖНОГО ТУРБОГЕНЕРАТОРА

А.С. Левицький*, докт. техн. наук, **Є.О. Зайцев****, докт. техн. наук, **Н.Л. Сорокіна** Інститут електродинаміки НАН України, пр. Перемоги, 56, Київ, 03057, Україна, e-mail: levitskiyanatoliymail@gmail.com, zaitsev@i.ua, sorokina-nl@ukr.net

Наведено результати аналітичного огляду сучасних методів і засобів відновлення та стабілізації тиску пресування осердя статора потужного турбогенератора (TГ) у процесі експлуатації. Описано переваги й особливості застосування силових акумуляторів (CA) із блоками тарілчастих пружин для стабілізації тиску, які встановлюються під стягуючі гайки або замість них на різьбових кінцях стягуючих призм. Окреслено ряд параметрів ТГ і CA, які необхідно знати для розрахунку механічної характеристики блоку тарілчастих пружин. Показано, що оптимальним способом зібрання тарілчастих пружин у блоки в CA є комбіноване – послідовнопаралельне. За заданими конструктивними параметрами отримано залежність зусилля, створюваного однією тарілчастою пружиною і блоком пружин, від товщини пружини. Визначено залежність зусилля блоку пружин від зміщення натискної плити осердя статора для різних значень товщини пружини. Наведено методику розрахунку тарілчастих пружин на міцність. Бібл. 12, рис. 9.

Ключові слова: потужний турбогенератор, осердя статора, тиск пресування, стабілізація тиску, силовий акумулятор, блок тарілчастих пружин, механічна характеристика.

Постановка проблеми. Механічною властивістю осердя статора потужного турбогенератора (ТГ), що визначає його роботоздатність, є наданий йому під час виготовлення стан пружного стиснення. У спресованому стані осердя утримується за допомогою натискних фланців (плит) та стягуючих шпильок з гайками. Закручуючи до потрібної межі гайки, досягають необхідного натягу в шпильках, що в такий спосіб забезпечує необхідний тиск пресування. Згодом, внаслідок експлуатаційних навантажень, виникає зниження зусиль, що стискають осердя. Це призводить до втрати запасу працездатності та є потенційною причиною небезпечних ушкоджень статора [1–4].

Найпростішим способом відновлення натягу в шпильках, і відповідно тиску пресування, є підкручення стягуючих гайок, але водночас процес потребує зупинки машини, є трудомістким та довготривалим.

Відомим є спосіб стабілізації тиску пресування осердя статора із застосуванням спеціальних гідравлічних пристроїв (гідроциліндрів), які автоматично підкручують стягуючі гайки, переміщуючи водночас натискні плити осердя статора [5–6]. Гідроциліндри можуть бути розміщені як з обох сторін осердя, так і з одної. Кількість стягуючих шпильок із гідроциліндрами може змінюватись залежно від конкретних вимог. Сигналом на підпресовування осердя в кожному гідроциліндрі може бути, наприклад, виміряна величина зусилля в стягуючій призмі.

Фірма Siemens запропонувала спосіб відновлення тиску пресування осердя ТГ шляхом автоматичного підтягування кожної стягуючої гайки черв'ячним редуктором з електроприво-



дом. Контроль процесу стабілізації тиску в такому випадку здійснюється шляхом вимірювання зусилля в стягуючих призмах за допомогою волоконно-оптичних сенсорів на основі решіток Брегга, наклеєних на спеціальну конічну шайбу (тарілчасту пружину), що встановлюється під стягуючими гайками.

Одним із простих способів, що використовується для стабілізації тиску пресування осердя статора ТГ, є застосування силових акумуляторів (СА) з блоками тарілчастих пружин – спеціальних пристроїв із заданим і регульованим зусиллями, що встановлюються під гайки (або замість гайок) на стяжні призми [1,2, 8–9]. Відповідно до прийнятої технології перед встановленням на статор пружини СА стискуються і фіксуються в стиснутому стані. Після встановлення на призмі пружини СА звільняються й передають запас своєї енергії через натискну плиту активній сталі осердя. На початку, коли зусилля на натискну плиту зі сторони активної сталі відповідають зусиллям від попереднью стиснутих пружин, натискна плита знаходиться в рівновазі і не зміщується. У подальшому, якщо рівновага порушується, тобто якщо тиск зі сторони пружинних елементів виявляється вищим за тиск пресування осердя, натискна плита зміщується і в такий спосіб підпресовує осердя.

Механічна характеристика блоків тарілчастих пружин повинна забезпечувати зусилля в стягуючих призмах на всьому діапазоні переміщення натискної плити під час її усадки.

Метою цієї статті є розроблення методики розрахунку механічної характеристики блоку тарілчастих пружин у силовому акумуляторі стабілізації тиску пресування осердя статора потужного турбогенератора з врахуванням конструктивних особливостей машини.

Основна частина. У роботі [7] описано один із СА, в якому застосовано блок тарілчастих пружин.

На рис. 1 показано конструкцію і схему встановлення такого СА, де 1 – внутрішній стакан; 2 – тарілчасті пружини; 3 – гайка; 4 – зовнішній стакан; 5 – відтискні болти; 6 – різьбовий кінець стягуючої призми осердя статора ТГ; 7 – натискна плита осердя статора ТГ. Рис. 1*а* ілюструє СА в початковому, зібраному стані, коли з використанням стаканів 1 і 4, гайки 3 і болтів 5 пружини 2 стиснені й закріплені. У подальшому зібраний СА за допомогою гайки 3 накручується на різьбовий кінець 6 стягуючої призми, забезпечує натяг у призмі та через натискну плиту 7 створює номінальний тиск в осерді статора. Потім болти 5 і стакан 4 знімаються, пружини 2 звільнюються й своїми пружними властивостями забезпечують натяг у призмах. Для правильного функціонування СА необхідно розрахувати механічну характеристику блоку пружин.

У процесі експлуатації натискна плита 7 зміщується, змінюючи відстань між стаканом



1 і гайкою 3 на величину $\Delta L = L_{\text{max}} - L_{\text{min}}$. На таку ж величину зміститься зовнішній діаметр блоку пружин.

Креслення тарілчастої пружини, яка зазвичай застосовується в СА для підпресовування осердя статора, наведено на рис. 2, де d – внутрішній діаметр пружини; D – зовнішній діаметр пружини; δ – товщина пружини; f – висота внутрішнього усіченого конуса пружини.

Основними параметрами, які задаються під час розрахунку і проектування блоку тарілчастих пружин в СА є:

Рис. 1

- діаметр різьби на кінці стягуючої призми (задає внутрішній діаметр пружини);

- зовнішній діаметр пружини (задається розміщенням

СА по колу на торці осердя статора ТА і рекомендованим оптимальним відношенням $m = D / d \approx 2 \div 4$ для тарілчастих пружин [10]).

Окрім цього, обмежується габаритний розмір СА (і блоку пружин) в осьовому напрямку. Кількість тарілчастих пружин у блоці та спосіб їхнього встановлення визначається з огляду на наступне. По-перше, для отримання необхідного номінального тиску пресування в осерді статора потужного ТГ, зусилля в стягуючій призмі має бути на рівні десятків тон і забезпечуватись блоком тарілчастих пружин. По-друге, зазначене зусилля має діяти на всьому діапазоні зміщення натискної плити (яке може складати від 3 до 8 мм залежно від типу ТГ) у процесі усадки осердя. Як показав аналіз, задовольнити ці вимоги, використовуючи одну тарілчасту пружину, неможливо. Через це в СА застосовують паралельне (рис. 3 *a*), послідовне (рис. 3 б) і паралельно-послідовне (рис. 3 в) об'єднання пружин у блоки.

Паралельне складання тарілчастих пружин (конус у конус) підвищує жорсткість системи (силу стиснення F) у Nразів (де *N* – кількість паралельно складених пружин). Послідовне складання збільшує податливість системи, тобто збільшує осьове переміщення ΔL (хід) у K разів (де К-кількість послідовно розміщених пружин). Найбільш раціональним є послідовно-паралельне з'єднання на зразок рис. 3 в.

Для прикладу на рис. 4 наведено графіки механічних характеристик за стиснення: 1 – одної тарілчастої пружини; 2 – двох послідовно з'єднаних пружин; 3 – двох паралельно з'єднаних пружин; 4 – чо-

б а в Рис. 3

тирьох комбіновано з'єднаних пружин. Як видно з рис. 3, за комбінованого з'єднання пружин (крива 4) забезпечується як достатня жорсткість системи, так і достатня податливість.

Механічна характеристика одної пружини (рис. 2) визначається за формулою (1) [10]:

$$F = \frac{4E\delta\lambda_0}{(1-\mu^2)D^2B} \times (\lambda_0^2 B_2 - \lambda_0 f B_1 + f^2 B_0 + \delta^2), \qquad (1)$$

де F – зусилля стиснення; λ_0 – величина осідання пружини; Е – модуль пружності матеріалу пружини; µ – коефіцієнт Пуассона; б – товщина пружини; *f* – висота внутрішнього усіченого конуса пружини; B, B_0, B_1, B_2 - безрозмірні величини, що залежать від коефіцієнта Пуассона µ і відношення m = D/d зовнішнього діаметра пружини *D* до внутрішнього діаметра d (визначаються за спеціальною номограмою (рис. 4) [10].



Рис. 2





За співвідношення $D/d \le 2,5$ користуються формулою (2) [10]:

$$F = \frac{4E\delta\lambda_0}{(1-\mu^2)D^2A} \times \left[(f-\lambda_0)(f-\frac{\lambda_0}{2}) + \delta^2 \right], \quad (2)$$

де A – коефіцієнт, що визначається за тією ж діаграмою, що й B, B_0, B_1, B_2 (рис. 5) [10].

За умови максимального стиснення, коли пружини повністю розпрямлені, осідання пружини λ_0 під дією сили F_{max} буде рівне висоті внутрішнього усіченого конуса пружини f, тобто $f = \lambda_0$. Тоді максимальне зусилля стиснення F_{max} для однієї пружини (за m = D/d) можна визначити за формулою (3):

$$F_{\max} = \frac{4Ef\delta^3}{(1-\mu^2)D^2A}.$$
 (3)

Максимальне зусилля стиснення блоку 5 m - D/d пружин, зібраного на зразок рис. 3 *a* і *b*, складе

$$F_{\Sigma \max} = 2F_{\max} = 2 \cdot \frac{4Ef\delta^3}{(1-\mu^2)D^2A} = \frac{8Ef\delta^3}{(1-\mu^2)D^2A}.$$
 (4)

З формули (4) видно, що максимальні зусилля стиснення залежать насамперед від товщини пружини б.



На рис. 6 наведено графіки залежностей $F_{max}=f(\delta)$ (лінія 1) і $F_{\Sigma max}=f(\delta)$ (лінія 2) для тарілчастих пружин, виготовлених зі сталі 40X ($E=2,1828\cdot10^6$, $\mu=0,27$), за D=13 см, f = 0,3 см, m=2,5, A=0,8.

Під час розтискування блоку пружин, складених згідно з рис. З *в*, загальний хід пружин дорівнює $\Delta L = L_{max} - L_{min} = 2\lambda_0$, де $0 \le \lambda_0 \le 0.3$ см. Формула для визначення механічної характеристики $F = f(\Delta L)$ урахуванням (2) буде мати вигляд:

$$F = \frac{8E\Delta L\delta}{(1-\mu^2)D^2A} \times \left[(f-0,5\Delta L)(f-0,25\Delta L) + \delta^2 \right].$$
(5)

На рис. 7 наведено механічні характеристики блоку чотирьох пружин за їхнього розтискування.

За необхідності проведення більш точного розрахунку тарілчастих пружин застосовують комп'ютерне моделювання [11, 12].

Спроектовані тарілчасті пружини перевіряються на міцність. Найбільша нормальна напруга має місце в меридіональному перерізі конічної оболонки пружини, у внутрішньої кромки. Їхня величина може бути визначена за формулою [10]:

$$\sigma_{\max} = \frac{4E\lambda_0}{KD^2} (fK_0 - \lambda_0 K_1 + \delta), \qquad (6)$$

де коефіцієнти K, $K_0 K_1$ вибираються залежно від співвідношення m = D/d з використанням номограми [10], наведеної на рис. 8.

Зазначимо, що нормальна напруга в окружних перерізах незначна.

Під час попередніх розрахунків, особливо у випадках важких, жорстких, грубо оброблених пружин, для визначення механічних характеристик і напруг окремої тарілчастої пружини можна скористатися спрощеними формулами [10]:

$$\lambda_{0} = v \frac{D^{2}}{4\delta^{3}} \cdot F = \frac{v}{\chi} \cdot \frac{D^{2}}{4\delta} \sigma_{\max};$$

$$\sigma_{\max} = \chi \frac{P}{\delta^{2}}.$$

Значення коефіцієнтів v і χ наведено на рис. 9, їх вибирають залежно від співвідношення m = D/d.

Висновки. 1. Отримані результати дають можливість розраховувати механічні характеристики й проектувати блоки тарілчастих пружин у силових акумуляторах систем стабілізації тиску пресування в осерді статора потужних турбогенераторів.

2. Конструктивним елементом тарілчастої _{0,25.10}пружини в блоках, які зручно використовувати для створення лінійки силових акумуляторів, є товщина пружини.

Робота виконана за держбюджетною темою «Створення спеціалізованих інформаційно-вимірювальних засобів для просторово-розподілених систем контролю в електроенергетиці» Шифр «Торець-2»). Державний реєстраційний номер

0122U000051 та в рамках іменної стипендії Верховної Ради України для молодих учених – докторів наук за 2022 рік (Постанова Верховної Ради України від 01.12.2022 № 2791-ІХ).

- 1. Зозулін Ю.В., Антонов О.Є., Бичік В.М. та ін. Створення нових типів та модернізація діючих турбогенераторів для теплових електричних станцій. Харків: ПФ «Колегіум», 2011. 228 с.
- 2. Левицький А.С., Федоренко Г.М., Грубой О.П. Контроль стану потужних гідро- та турбогенераторів за допомогою ємнісних вимірювачів параметрів механічних дефектів. Київ: Ін-т електродинаміки НАН України, 2011. 242 с.
- 3. Левицький А.С. Контроль зусиль в стяжних призмах осердя статора потужних генераторів з використанням ємнісних сенсорів. *Праці Інституту електродинаміки Національної академії наук України*. 2019. Вип. 53. С. 80–89. DOI: https://doi.org/10.15407/publishing2019.53.080.
- 4. Paspalovski Toni, Jovanovska Vangelica. Partial Replacement of the Active Steel on the Turbogenerator End Zone. *Termotechnika*. 2015. XLI, 1. Pp. 1–7. DOI: https://doi.org/10.5937/termoteh1501001P.
- Pat. 7.946,023 B2 United States. Int. Cl. H02K 15/06, H0 IF 3/04, G0IR 31/28. Method and apparatus for measuring compression stator core / James Allan Cook (США), David T. Allen (США); заявник і патентовласник Siemens Energy, Inc. (США, Орландо). 11/285,834; заявл. 22.11.05; опубл. 24.05.11.
- Левицький А.С., Зайцев Є.О., Панчик М. В., Сорокіна Н. Л. Відновлення тиску пресування осердя статора потужного генератора з застосуванням гідроциліндрів. Відновлювана енергетика та енергоефективність у XXI столітті: матеріали XXII міжнародної науково-практичної конференції (Київ, 19-20 травня 2022р.). К.: Інтерсервіс, 2022. С.215–217.
- United States Patent No.9,016,991 B2. Int. Cl. F16B 31/02, H02 K1/16, H02 K11/00, 3P 19/06, G01L 1/24, G01L 5/24, G01 D 5/353. Bolt tightener device for tightening a through-bolt in a generator core / Twerdochlib Michael (US), Edward David (US), Diatzikis Evangelos V. (US); Assignee Siemens Energy, Inc. (Orlando, FL, US). Appl. No. 13/863,473; Date of Patent Apr. 28, 2015.





- 8. Патент України на корисну модель № 66717, МПК Н02К 1/16. Статор електричної машини / Пенской В.Ф., Жуков А.Ю., Мінко О.М, Кобзар К.О. ; заявник і патентовласник Державне підприємство завод "Електроважмаш". № и 201109022; заявл. 19.07.2011, опубл. 10.01.2012, Бюл. № 1.
- 9. Патент України на винахід № 120795, МПК Н02К 3/50, Н02К 1/16, G01B 7/00. Силовий акумулятор стабілізації тиску пресування осердя статора турбогенератора / Левицький А.С., Зайцев Є.О., Кобзар К.О.; заявник і патентовласник Інститут електродинаміки НАН України. № а 2018 03751; заявл. 06.04.2018, опубл. 10.02.2020, Бюл. № 3.
- Детали машин. Расчет и конструирование. Справочник. Том 2. Под ред. Н. С. Ачеркана. М. «Машиностроение». 1968. 408с.
- Dominik Sebastian Leininger, Max Benedikt Geilen, Markus Klein, Matthias Oechsner. A New Method for the Calculation of Characteristics of Disc Springs with Trapezoidal Cross-Sections and Rounded Edges. *Materials*. 2022, 15(5): 1954. https://doi.org/10.3390/ma15051954.
- 12. Max Benedikt Geilen, Marcus Klein, Matthias Oechsner. A Novel Algorithm for the Determination of Walker Damage in Loaded Disc Springs. *Materials (Basel)*. 2020. 13(7):1661. DOI: https://doi.org/10.3390/ma13071661

CONIC SPRINGS BLOCK CALCULATION FOR PRESSURE STABILIZATION POWER ACCUMULATOR OF POWERFUL TURBOGENERATOR STATOR CORE

A.S. Levitskyi, Ie.O. Zaitsev, N.L. Sorokina

Institute of Electrodynamics of the National Academy of Sciences of Ukraine, pr.Peremogy, 56, Kyiv, 03680, Ukraine, e-mail: levitskiyanatoliymail@gmail.com, zaitsev@i.ua, sorokina-nl@ukr.net

The results of an analytical review of modern methods and means of restoring and stabilizing the pressing pressure of the stator core of a powerful turbogenerator (TG) during operation are presented. The advantages and features of the use of power accumulators (PA) with blocks of disk springs for pressure stabilization, which are installed under the tightening nuts or instead of them on the threaded ends of the tightening prisms, are described. A number of TG and PA parameters that must be known to calculate the mechanical characteristics of the conic springs unit are outlined. It is shown that the optimal method of assembling disc springs into blocks in CA is combined (series-parallel). Based on the specified design parameters, the dependence of the force created by the disc spring and the spring block on the spring thickness was obtained. The dependence of the force of the spring block on the displacement of the pressure plate of the stator core for different values of the spring thickness was determined. The method of calculating the strength of disc springs is given. Ref. 12, fig. 9.

Key words: powerful turbogenerator, stator core, pressing pressure, pressure stabilization, power accumulator, block conic springs, mechanical characteristics.

- Zozulin Yu.V., Antonov O.Ie., Borychevskyi A.M., Bychik V.M., Kobzar K.O., Livshyts O.L., Rakogon V.G., Rogovyi I.Kh., Khaimovitch L.L., Cherednyk V.I. Creation of new types and modernization of existing turbine generators for thermal power stations. Kharkiv: Private company "Kolegium", 2011. 242 p. (Ukr)
- Levitsky A.S., Fedorenko H.M., Gruboy O.P. Control of the state of powerful hydro- and turbogenerators with the help of capacitive meters of parameters of mechanical defects. Kyiv: Institute of Electrodynamics of the National Academy of Sciences of Ukraine, 2011. 242 p. (Ukr)
- Levitsky A.S. Control of the forces of the clamping prisms of the stator core of powerful generators using capacitive sensors. *Pratsi Instytutu Elektordynamiky Natsionaknoi Akademii Nauk Ukrainy*. 2019. Issue 53. Pp. 80–89. (Ukr) DOI: <u>https://doi.org/10.15407/publishing2019.53.080</u>
- Paspalovski Toni, Jovanovska Vangelica. Partial Replacement of the Active Steel on the Turbogenerator End Zone. *Termotechnika*. 2015. XLI, 1. Pp. 1–7. DOI: <u>https://doi.org/10.5937/termoteh1501001P</u>
- Pat. 7.946,023 B2 United States. Int. Cl. H02K 15/06, H0 IF 3/04, G0IR 3I/28. Method and apparatus for measuring compression stator core / James Allan Cook (USA), David T. Allen (USA); Siemens Energy, Inc. (USA, Orlando). No. 11/285,834; declared 22.11.05; publ. 24.05.11.
- Levitsky A.S., Zaitsev Ie.O., Panchik M.V., Sorokina N. L. Restoration of pressing pressure of the stator core of a powerful generator using hydraulic cylinders. *Vidnovluvalna energenyka ta energiefektyvnist u XXI stolitti: materialy hukovo-praktychnoi konferentsiii* (Kyiv, 19-20 May. 2022). K.: Interservis, 2022. Pp. 215–217. (Ukr)
- United States Patent No.9,016,991 B2. Int. Cl. F16B 31/02, H02 K1/16, H02 K11/00, 3P 19/06, G01L 1/24, G01L 5/24, G01 D 5/353. Bolt tightener device for tightening a through-bolt in a generator core / Twerdochlib Michael (US), Edward David (US), Diatzikis Evangelos V. (US); Assignee Siemens Energy, Inc. (Orlando, FL, US) Appl. No. 13/863,473; Date of Patent Apr. 28, 2015.
- Ukraine pat. for a utility model No 66717, MIIK H02K 1/16. The stator of an electric machine / Penskoi V. F., Zhukov A.U., Minko O.M., Kobzar K.O.; State Enterprise "Elektrovazhmach" (Kharkiv, Ukraine). No u 201109022; declared 19.07.2011, publ. 10.01.2012, Bul. No 1.

- Ukraine pat. No 120795, MIIK H02K 3/50, H02K 1/16, G01B 7/00 The power accumulator for stabilization of pressing pressure of the stator core of the turbogenerator / Levitsky A. S., Zaitsev Ie. O., Kobzar K. O.; Institute of Electrodynamics of the National Academy of Sciences of Ukraine. No a 2018 03751; declared 06.04.2018, publ. 10.02.2020, Bul. No 3.
- Machine parts. Calculation and design. Directory. Volume 2. Ed. N. S. Acherkan. M. "Machinostroenie". 1968. 408 p. (Rus).
- Dominik Sebastian Leininger, Max Benedikt Geilen, Markus Klein, Matthias Oechsner. A New Method for the Calculation of Characteristics of Disc Springs with Trapezoidal Cross-Sections and Rounded Edges. *Materials*. 2022, 15(5): 1954. DOI: <u>https://doi.org/10.3390/ma15051954</u>
- 12. Max Benedikt Geilen, Marcus Klein, Matthias Oechsner. A Novel Algorithm for the Determination of Walker Damage in Loaded Disc Springs. *Materials (Basel)*. 2020. 13(7):1661. DOI: <u>https://doi.org/10.3390/ma13071661</u>

Надійшла: 03.03.2023 Прийнята: 17.03.2023

Submitted: 03.03.2023 Accepted: 17.03.2023