

ISSN 2409-9295



ВІСНИК

Національного технічного університету
«ХПІ»

Серія: Електричні машини та
електромеханічне перетворення енергії

№ 3'2020

Харків
2020



*Білий Леонід
Адамович*



*Білик Олександр
Анатолійович*



*Богаєнко Микола
Володимирович*



*Болюх Володимир
Федорович*



*Бородій Ірина
Олексіївна*



*Бредун Руслан
Вячеславович*



*Васьковський
Юрій Миколайович*



*Вишневський
Леонід Вікторович*



*Войтецька Тайсія
Олександрівна*



*Войтецький
Ігор Євгенович*



*Гамалія Ростислав
Віталійович*



*Глазева Оксана
Володимирівна*



**Electrical
machines**
NTU "KPI"



*Гребеніков Віктор
Володимирович*



*Джура Олександр
Васильович*



*Дунев Олексій
Олександрович*



*Єгоров Андрій
Володимирович*



*Заблодський Микола
Миколайович*



*Зарицька
Олена Ігорівна*



*Ковальчук
Станіслав Ігорович*



*Котлярова Вікторія
Володимирівна*



*Красовський Павло
Олексійович*



*Лісевич Світлана
Петрівна*



*Мазуренко Леонід
Іванович*



*Мандровський
Максим Юрійович*

Автори статей

Вісник НТУ «ХП» 2020, № 3 (1357).

Серія: "Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії"

МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ
І НАУКИ УКРАЇНИ

Національний технічний університет
«Харківський політехнічний інститут»

MINISTRY OF EDUCATION
AND SCIENCE OF UKRAINE

National Technical University
"Kharkiv Polytechnic Institute"

**Вісник НТУ «Харківський
політехнічний інститут».
Серія: Електричні машини
та електромеханічне
перетворення енергії**

№ 3 (1357) 2020

Збірник наукових праць

Видання засноване у 1961 р.

**Bulletin of the NTU
"Kharkiv Polytechnic Institute".
Series: Electrical Machines and
Electromechanical Energy
Conversion**

No. 3 (1357) 2020

Collection of Scientific papers

The edition was founded in 1961

Харків
НТУ «ХПІ», 2020

Kharkiv
NTU "KhPI", 2020

Вісник НТУ «Харківський політехнічний інститут». Серія: Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії = Bulletin of NTU "Kharkiv Polytechnic Institute" Series: Electrical Machines and Electromechanical Energy Conversion : зб. наук. пр. / Нац. техн. ун-т «Харків. політехн. ін-т». — Харків : НТУ «ХПІ», 2020. — № 3 (1357) 2020. — 116 с. — ISSN 2409-9295.

Видання присвячене освітленню досягнень в електромеханіці, електричних машинах, трансформаторах, електромеханічних перетворювачах енергії. Публікуються статті, що стосуються досліджень з електромеханіки, класичних та спеціальних електричних машин і трансформаторів.

Для науковців, викладачів вищої школи, аспірантів, студентів і фахівців в галузі електромеханіки.

The publication is devoted to the coverage of achievements in electromechanics, electric machines, transformers, electromechanical energy converters. Published articles related to research on electromechanics, classical and special electric machines and transformers.

For scientists, teachers of higher education, post-graduate students, students and specialists in the field of electromechanics.

Державне видання.

Свідоцтво Держкомітету з інформаційної політики України
КВ № 5256 від 2 липня 2001 року.

Мова статей – українська, російська, англійська.

Вісник Національного технічного університету «ХПІ». Серія: Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії внесено до «Переліку наукових фахових видань України, в яких можуть публікуватися результати дисертаційних робіт на здобуття наукових ступенів доктора і кандидата наук», затвердженого Наказом МОН України № 1328 від 21.12.2015 р. «Про затвердження рішень Атестаційної колегії Міністерства щодо діяльності спеціалізованих вчених рад від 15 грудня 2015 року».

Вісник Національного технічного університету «ХПІ». Серія: **Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії** включений до зовнішніх інформаційних систем, у тому числі в наукометричних базах **Російський Індекс Научного Цитування – РИНЦ, Google Scholar** і включений у довідник періодичних видань бази даних **Ulrich's Periodicals Directory (New Jersey, USA)**, внесено до електронного архіву наукових періодичних видань України у бібліотеці імені **В.І. Вернадського**

Офіційний сайт видання: emepe.khpi.edu.ua ; **сайт кафедри електричних машин:** <http://web.kpi.kharkov.ua/elmach/visnik/>

Засновник

Національний технічний університет
«Харківський політехнічний інститут»

Founder

National Technical University
"Kharkiv Polytechnic Institute"

Головний редактор

Сокол Є. І., д-р техн. наук, чл.-кор. НАН України, НТУ «ХПІ», Україна

Заст. головного редактора

Марченко А. П., д-р техн. наук, проф., НТУ «ХПІ», Україна

Секретар

Горбунов К. О., доц., НТУ «ХПІ», Україна

Редакційна колегія серії

Відповідальний редактор:

Мілих В. І., проф., НТУ «ХПІ», Україна

Відповідальний секретар:

Юр'єва О. Ю., доц., НТУ «ХПІ», Україна

Члени редколегії:

Болух В. Ф., проф., НТУ «ХПІ», Україна

Загірняк М. В., проф., Кременчуцький національний університет імені Михайла Остроградського, Україна

Клименко Б. В., проф., НТУ «ХПІ», Україна

Мазуренко Л. І., проф., Інститут електродинаміки Національної академії наук України, Україна

Шинкаренко В. Ф., проф., Національний технічний університет України «Київський політехнічний інститут імені Ігоря Сікорського», Україна

Плюгін В. Є., проф., Харківський національний університет міського господарства імені О. М. Бекетова, Україна

Яровенко В. О., проф., Одеський національний морський університет, Україна

Штамманн М., дипломований інженер, Інститут електросилових систем, Німеччина

Паліс Ш., Магдебурзький університет імені Отто фон Геріке, Німеччина

Editor-in-chief

Sokol E. I., dr. tech. sc., member-cor. of National Academy of Sciences of Ukraine, NTU "KhPI", Ukraine

Deputy editor-in-chief

Marchenko A. P., dr. tech. sc., prof., NTU "KhPI", Ukraine

Secretary

Gorbunov K. O., docent, NTU "KhPI", Ukraine

Editorial staff

Associate editor:

Milykh V. I., prof., NTU "KhPI", Ukraine

Executive secretary:

Yurieva O. Yu., as. prof., NTU "KhPI", Ukraine

Editorial staff members:

Bolyukh V. F., prof., NTU "KhPI", Ukraine

Zagirnyak M., prof., Kremenchuk Mykhailo Ostrohradskyi National University, Ukraine

Klimenko B. V., prof., NTU "KhPI", Ukraine

Mazurenko L. I., prof., Institute of Electrodynamics National Academy of Sciences of Ukraine, Ukraine

Shynkarenko V. F., prof., National Technical University of Ukraine "Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute", Ukraine

Gamayun I. P., prof., NTU "KhPI", Ukraine

Plugin V. E., prof., O.M. Beketov National University of Urban Economy in Kharkiv, Ukraine

Yarovenko V. O., prof., Odessa National Maritime University, Ukraine

Stamann M., dipl.-ing. Institute of Electric Power Systems, Germany

Palis S., Prof. Dr. Ing., Otto von Guericke University of Magdeburg, Institute for Automation Engineering, Germany

Рекомендовано до друку Вченою радою НТУ «ХПІ».

Протокол № 1 від 31 січня 2020 р.

В. І. МІЛИХ, Л. В. ШИЛКОВА

ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНЕ ДОСЛІДЖЕННЯ ФІЗИЧНОЇ МОДЕЛІ ТРИФАЗНОГО ІНДУКТОРА МАГНІТНОГО ПОЛЯ В РОБОЧОМУ РЕЖИМІ ПРИ ОБРОБЦІ СИПУЧОГО МАТЕРІАЛУ

Представлена фізична модель трифазного індуктора магнітного поля з циліндричною робочою камерою для проведення його експериментального дослідження в робочому режимі. Надано кадр з відзнятого відео, який підтверджує, що ферромагнітні елементи певної форми в робочому режимі орієнтуються за силовими лініями магнітного поля при його обертанні. Показано залежності електричних величин індуктора у усталеному робочому режимі залежно від об'ємного коефіцієнта заповнення камери ферромагнітними елементами. Надано фотографії сипучого матеріалу до та після його обробки в індукторі. Запропоновано практичні рекомендації, які можуть бути враховані при проведенні подальших уточнюючих експериментальних досліджень.

Ключові слова: трифазний індуктор магнітного поля, експериментальне дослідження, фізична модель, робочий режим, ферромагнітні елементи, об'ємний коефіцієнт заповнення камери, обробка матеріала.

Представлена физическая модель трехфазного индуктора магнитного поля с цилиндрической рабочей камерой для проведения его экспериментального исследования в рабочем режиме. Показан кадр из снятого видео, подтверждающий, что ферромагнитные элементы определенной формы в рабочем режиме ориентируются по силовым линиям магнитного поля при его вращении. Даны зависимости электрических величин индуктора в установившемся рабочем режиме в зависимости от объемного коэффициента заполнения камеры ферромагнитными элементами. Показаны фотографии сыпучего материала до и после его обработки в индукторе. Предложены практические рекомендации, которые могут быть учтены при проведении дальнейших уточняющих экспериментальных исследований индуктора.

Ключевые слова: трехфазный индуктор магнитного поля, экспериментальное исследование, физическая модель, рабочий режим, ферромагнитные элементы, объемный коэффициент заполнения камеры, обработка материала.

Purpose. A physical model of a three-phase magnetic field inductor with a cylindrical working chamber is presented for conducting its experimental research in the working mode. **Results.** A frame from the shot video is provided, confirming that the ferromagnetic elements of a certain shape in the operating mode are oriented along the lines of force of the magnetic field during its rotation. This means that the resulting electromagnetic moment, by analogy with synchronous machines, will be reactive, the principle of operation of the inductor will correspond to the principle of operation of a synchronous jet motor. The dependences of the electric values of the magnetic field inductor in the steady-state operating mode are presented, depending on the volumetric coefficient of the chamber filling with ferromagnetic elements. **Originality.** Photos of the material before and after processing it in the inductor are presented. **Practical value.** Practical recommendations are given that can be taken into account during further refinement of experimental studies.

Keywords: three-phase magnetic field inductor, experimental research, physical model, operating mode, ferromagnetic elements, chamber volumetric fill factor, material processing.

Вступ. В різних технологіях перемішування і диспергування дрібних об'єктів з різними магнітними властивостями (з введенням в робочу камеру (РК) ферромагнітних елементів (ФЕ) – для немагнітної сировини та без введення в робочу камеру ФЕ – для ферромагнітної сировини) знайшли застосування індуктори магнітного поля (ІМП) на базі трифазних асинхронних двигунів (ТАД), які відносяться до класу магнітних сепараторів (МС) [1, 2]. Вдосконалення конструкції ІМП проводиться за допомогою уточнюючих розрахунків, використовуючи сучасні методики проектування. А проведення експериментального дослідження фізичної моделі застосовують з метою перевірки адекватності отриманих при теоретичних розрахунках математичних моделей ІМП.

З аналізу наукових публікацій випливає, що широкого застосування отримали експериментальні методи дослідження МС різних конструктивних виконань. Ці методи засновані на використанні фізичних моделей, явища в яких мають однакову фізичну природу з оригіналом. Такий підхід знайшов застосування в дослідженнях дискового МС [3], в результаті чого запропоновані напрямки подальших конструктивних удосконалень пристрою. В роботі [4] зроблено висновок, що результативність запропонованої вдосконаленої конструкції сепараційного каналу магнітогідродинамічного сепаратора необхідно перевірити дослідним шляхом. В роботі [5] шляхом спостереження за фізичною моделлю високоградієнтного МС отримана необ-

хідна інформація для моделювання таких пристроїв, а саме, необхідна швидкість потоку ФЕ та відстань між магнітами. В роботі [6] проведено експериментальне дослідження статора ТАД з новою конфігурацією його обмотки, за рахунок чого збільшено його енергетичні параметри.

Експериментальне дослідження фізичної моделі ІМП на базі ТАД, яка розглядається в даній роботі, в режимі неробочого ходу вже представлялось в [7]. В результаті роботи був підтверджений необхідний для робочого режиму розподіл магнітного поля.

Постановка задачі. Завданням цієї роботи є представлення результатів експериментального дослідження фізичної моделі ІМП на базі ТАД в робочому режимі, згідно якого передбачалось:

- виготовити експериментальний зразок (фізичну модель) ІМП з РК для його дослідження у робочому режимі;
- зафіксувати характер руху ФЕ в РК в робочому режимі роботи ІМП;
- провести вимірювання електричних величин ІМП залежно від об'ємного коефіцієнта заповнення камери ферромагнітними елементами;
- провести оцінку обробки різних речовин за допомогою ФЕ.

Об'єкт дослідження. У якості ІМП використаний статор ТАД серії А51/2. Він розрахован на номінальні лінійні напругу $U_{IN} = 220$ В і струм статора $I_{IN} = 24$ А при частоті $f_s = 50$ Гц. Він має кількість фаз $m_s = 3$ і пар

полюсів $p = 1$, зовнішній $d_{se} = 0,245$ м і внутрішній $d_s = 0,14$ м діаметри осердя статора і його активну довжину $l_a = 0,09$ м, активний опір фазної обмотки статора $R_{s\phi a} = 0,575$ Ом, схема з'єднання – «зірка».

В просторі, де знаходився ротор ТАД, розміщена РК з полівінілхлориду, яка має форму полого, пустотілого циліндра з зовнішнім діаметром $d_{che} = 0,14$ м і товщиною стінки $s_{ch} = 0,005$ м, тобто його внутрішній діаметр

$$d_{ch} = d_{che} - 2 \cdot s_{ch} = 0,14 - 2 \cdot 0,005 = 0,13 \text{ м.} \quad (1)$$

Зовнішній вигляд ІМП з РК представлений на рис. 1.

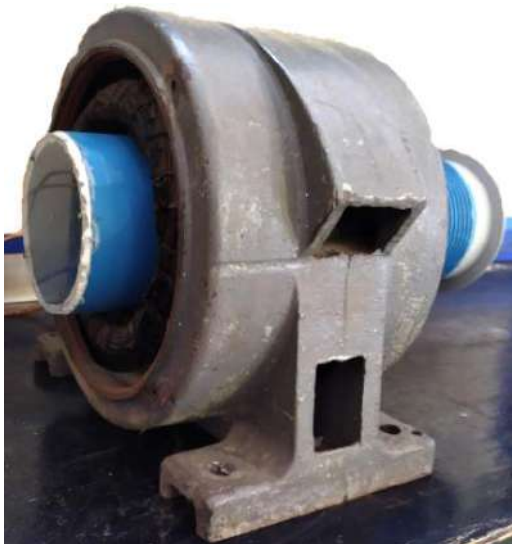


Рис. 1 – Фізична модель ІМП з РК

Для розміщення у внутрішньому просторі статора зовнішній діаметр РК проточений до розміру, який дозволив помістити її в ІМП, таким чином щоб забезпечити посадку, що не допускала обертання РК. З одного торця до РК прикріплена захисна прозора стінка з оргскла, а іншого боку – знімна пластикова заглушка. У зв'язку з тим, що РК значно перевищувала довжину осердя статора, то довжина активної частини внутрішнього простору камери, в якому має відбуватися робочий процес, обмежувалась додатково картоною заглушкою. І, таким чином, довжина РК відповідала активній довжині осердя статора, тобто $l_{ch} = l_a = 0,09$ м. Тоді, з урахуванням (1) внутрішній об'єм РК склав:

$$V_{ch} = \frac{\pi \cdot d_{ch}^2 \cdot l_{ch}}{4} = \frac{\pi \cdot 0,13^2 \cdot 0,09}{4} = 0,001194 \text{ м}^3. \quad (2)$$

Цей об'єм РК заповнювався ФЕ, що показано на рис. 2.

ФЕ були виготовлені з магнітного сталевго дроту діаметром $d_{Fe} = 0,0007$ мм шляхом нарізання її на відрізки довжиною $l_{Fe} = 0,025$ мм. Фотографія сталевих відрізків дана на рис. 3.

Об'єм ФЕ розраховувався як:

$$V_{Fe} = m_{Fe} / \rho_{Fe}, \quad (3)$$

де ρ_{Fe} – питома маса матеріалу ФЕ зі сталі, $\rho_{Fe} = 7874$ кг/м³; m_{Fe} – маса ФЕ, кг.

При вимірюванні електричних величин ІМП маса ФЕ m_{Fe} змінювалась і становила 0; 0,05; 0,1; 0,15; 0,2; 0,25; 0,3; 0,35 кг.

З урахуванням (1) та залежно від (2) визначався об'ємний коефіцієнт заповнення камери феромагнітними елементами

$$k_{FeV} = V_{Fe} / V_{ch}. \quad (4)$$



Рис. 2 – Заповнення робочої зони камери



Рис. 3 – ФЕ, виготовлені зі сталевго дроту

Опис експериментального дослідження фізичної моделі ІМП на базі ТАД в робочому режимі, згідно розробленої програми.

При живленні трифазної обмотки статора змінною напругою, з діючим значенням фазної напруги U_{sN} по ній протікали фазні струми з діючим значенням I_s , які створювали обертове магнітне поле. Під його дією ФЕ, розміщені в РК, приводились до руху, орієнтуючись за магнітним полем. ФЕ в РК розташовувались по силових лініях магнітного поля, тобто розвивався електромагнітний момент, що впливає на них за аналогією з синхронними машинами, тобто цей електромагнітний момент, як було описано в [8], є реактивним, а принцип дії ІМП відповідає принципу дії синхронного реактивного двигуна [9].

На рис. 4 показаний кадр з відзнятого відео камерою смартфона Xiaomi Mi 9T Pro в режимі сповільненої зйомки з фіксацією 960 кадрів в секунду, що підтверджує описаний процес.

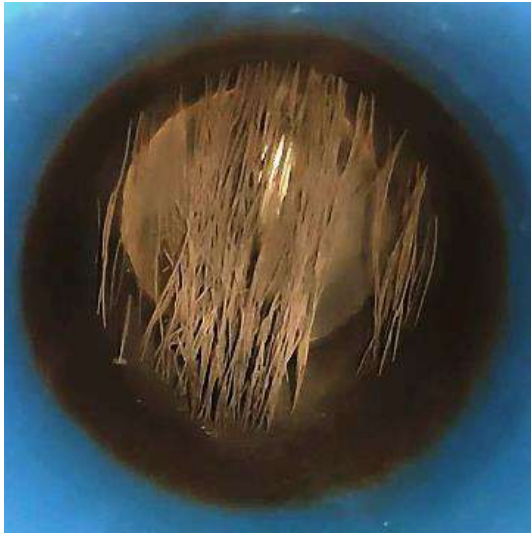


Рис. 4 – ФЕ в РК у робочому режимі роботи ІМП

У робочому режимі роботи ІМП в РК феромагнітними елементами можуть оброблятися різні речовини, що можуть потребувати різної кількості ФЕ, яка може бути виражена об'ємним коефіцієнтом заповнення камери. Для аналізу електричних величин ІМП залежно від маси ФЕ проведено відповідне дослідження. На обмотку статора з мережі було подано змінну трифазну напругу $U_{IN} = 220$ В, тоді згідно рис. 5 в фазних обмотках статора U_1-U_2 , V_1-V_2 , W_1-W_2 при з'єднанні їх за схемою «зірка», фазна напруга $U_s = U_1 / \sqrt{3} = 127$ В, а значення струму кожної фази обмотки I_{sA} , I_{sB} і I_{sC} та споживані фазні потужності P_{inA} , P_{inB} і P_{inC} фіксувались універсальним вимірювальним комплексом типу К50.

Об'ємний коефіцієнт заповнення камери феромагнітними елементами визначений за (4) при різній масі ФЕ і відповідні значення вимірюваних струмів та потужностей кожної фази обмотки представлені в табл. 1.

За вимірюваними значеннями струмів та потужностей були розраховані:

– усереднений фазний струм обмотки статора

$$I_s = \frac{I_{sA} + I_{sB} + I_{sC}}{3}; \quad (5)$$

– споживана потужність ІМП

$$P_{in} = P_{inA} + P_{inB} + P_{inC}; \quad (6)$$

– коефіцієнт потужності ІМП

$$\cos \varphi = \frac{P_{in}}{3U_s I_s}; \quad (7)$$

– електричні втрати потужності

$$p_{els} = 3I_s^2 R_{s\sigma a}. \quad (8)$$

Результати розрахунків за (5)–(8) надані в табл. 2 та представлені на рис. 6 у вигляді залежностей відповідних величин ІМП.

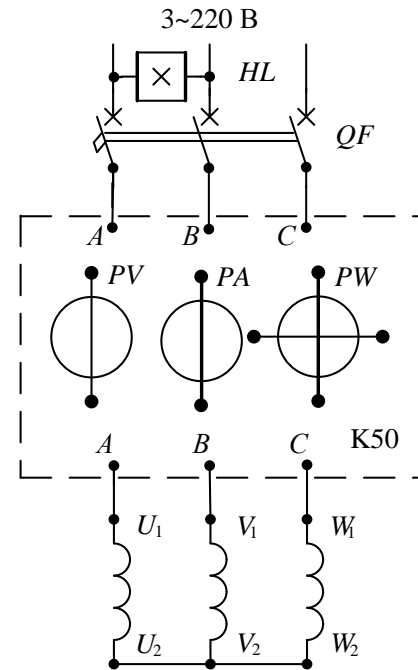


Рис. 5 – Електрична схема проведення експерименту

Таблиця 1 – Виміряні електричні величини ІМП залежно маси ФЕ

m_{Fe} , кг	0	0,05	0,1	0,15
k_{FeV} , в. о.	0	0,0053	0,0106	0,016
I_{sA} , А	50	49	48	47
I_{sB} , А	49	48	47	46
I_{sC} , А	49	47,5	46	45
P_{inA} , Вт	1900	1900	1800	1850
P_{inB} , Вт	1750	1700	1750	1750
P_{inC} , Вт	1700	1700	1900	1900
m_{Fe} , кг	0,2	0,25	0,3	0,35
k_{FeV} , в. о.	0,0213	0,0266	0,0319	0,0372
I_{sA} , А	46	45	44	43
I_{sB} , А	45	44	43,5	42,5
I_{sC} , А	44	43,5	43	42,5
P_{inA} , Вт	1900	1850	1900	1900
P_{inB} , Вт	1800	1900	1800	1800
P_{inC} , Вт	1850	1800	1800	1900

Таблиця 2 – Розраховані величини ІМП залежно від об'ємного коефіцієнта

k_{FeV} , в. о.	0	0,0053	0,0106	0,016
I_s , А	49,33	48,17	47	46
P_{in} , Вт	5350	5300	5450	5500
$\cos \varphi$, в. о.	0,285	0,289	0,304	0,314
p_{els} , Вт	4198	4003	3811	3650
k_{FeV} , в. о.	0,0213	0,0266	0,0319	0,0372
I_s , А	45	44,17	43,5	42,67
P_{in} , Вт	5550	5550	5500	5600
$\cos \varphi$, в. о.	0,324	0,33	0,332	0,344
p_{els} , Вт	3493	3365	3264	3141

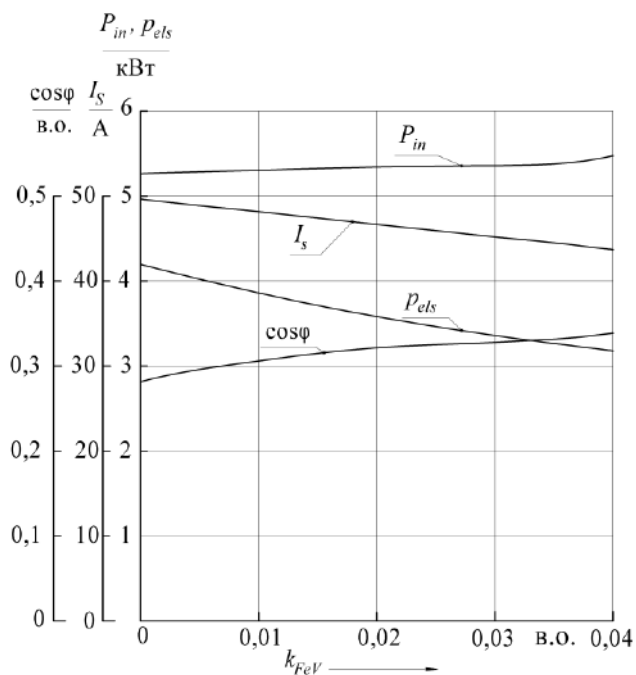


Рис. 6 – Характеристики ІМП у робочому режимі залежно від об'ємного коефіцієнта

Без ФЕ (при $k_{FeV} = 0$) індуктором споживається струм I_s , необхідний для проведення магнітного потоку по РК, простір якої, за даних умов, є немагнітним. При збільшенні маси ФЕ, а відповідно і об'ємного коефіцієнта заповнення ними РК, струм зменшувався за рахунок зменшення його намагнічувальної складової, що було обумовлено зменшенням магнітного опору у камері. У зв'язку з цим, пропорційно струму (8) зменшувались електричні втрати потужності p_{els} і збільшився коефіцієнт потужності $\cos \varphi$.

Також спостерігалось деяке збільшення споживаної потужності P_{in} , не зважаючи на зменшення електричних втрат. Це відбувалося через збільшення втрат потужності на тертя ФЕ о стінку РК, враховуючи збільшення маси цих ФЕ. Магнітними втратами у розглянутому експерименті можна було знехтувати, тому що рівень магнітного поля в РК і, відповідно, в сталевому осерді статора був достатньо низким [7].

Також була проведена оцінка подрібнення речовини за допомогою ФЕ. У цьому досліді у якості оброблювальної речовини використаний гранульований природний матеріал – бентоніт. Тривалість процесу подрібнення, який відбувався при $k_{FeV} = 0,0372$ та масі бентоніту $m_{pr} = 1,05$ кг складала 5 с. Фотографія оброблювальної речовини до та після її подрібнення за даних умов представлена на рис. 7 а та б у загальному вигляді та її збільшений фрагмент. Діаметр фракції бентоніту до обробки становив 0,8 – 1,5 мм, а після їх подрібнення матеріал став практично пилоподібним.

Але, тут треба зауважити, що струм I_s , який фіксувався амперметром вимірювального комплексу, у робочому режимі за наявності окрім ФЕ в РК оброблювального матеріалу (реального режиму навантаження для ІМП) та без нього (при наявності в РК тільки ФЕ) практично не змінювався. Хоча, як пояснювалось в [8], різниця струмів у цих двох режимах і має

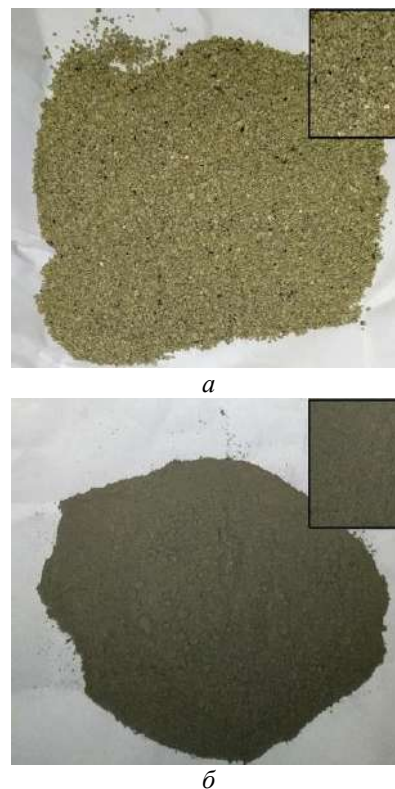


Рис. 7 – Оброблювальна речовина до (а) та після (б) її подрібнення у камері ІМП

відрізняти характеристики ІМП. Тут відсутність цієї різниці струмів пояснюється тим, що тривалість подрібнення матеріалу була досить незначною, а амперметр фіксував вже усталений струм, при якому оброблювальний матеріал вже не чинив опору для обертання феромагнітних елементів. Тобто можна зробити висновок, що для експериментального дослідження ІМП у режимі навантаження повинні бути використані прилади, які фіксують зміну струму і потужності у динамічному режимі.

Висновки.

1. Представлений експериментальний зразок ІМП дозволив провести дослідження згідно розробленої програми.
2. Підтверджено, що ФЕ представленої форми в робочому режимі орієнтуються за силовими лініями магнітного поля при його обертанні, і при цьому вони розподіляються по всьому об'єму РК.
3. За отриманими залежностями електричних величин ІМП можна проводити оцінку його стану в усталеному робочому режимі.
4. Надані практичні рекомендації можуть бути враховані при проведенні подальших уточнюючих експериментальних досліджень.

Список літератури

1. Загирняк М. В., Бранспиз Ю. А., Шведчикова И. А. Магнитные сепараторы. Проблемы проектирования: Монография / М. В. Загирняк, Ю. А. Бранспиз, И. А. Шведчикова. – К.: Техніка, 2011. – 224 с.
2. Логвиненко Д. Д., Шеляков О. П. Интенсификация технологических процессов в аппаратах с вихревым слоем / Д. Д. Логвиненко, О. П. Шеляков. – К.: Техніка, 1976. – 144 с.

3. Шведчикова І. О. Експериментальна перевірка працездатності дискового магнітного сепаратора нової конструкції / І. О. Шведчикова, І. В. Мелконова // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – 2018. – № 1 (249). – С. 125-130. doi: <https://doi.org/10.15407/techned2018.01.047>
4. Кондратенко І. П. Исследование магнитогидродинамического сепаратора / И. П. Кондратенко, А. В. Некрасов, Е. Е. Волканин // Электромеханичні і енергосберегаючі системи. – 2011. – № 3/2011 (15). – С. 107-109.
5. Zeinab K. Study and optimization of a high-gradient magnetic separator using flat and lattice plates / K. Zeinab, H. Shadi, G. Koorosh Azodi // IEEE Transactions on Magnetics. – 2018, vol. 55, no. 2. – pp. 1–8. – doi: 10.1109/TMAG.2018.2883624.
6. Kishor S. Design and development of three phase induction motor using written pole technology / S. Kishor, Dr. Prof. K. Bansal, Dr. A. Killedar // JOSR Journal of Electrical and Electronics Engineering. – Sep-Oct 2016. – vol. 11, is. 5, ver. III. – pp. 49-56. – doi: 10.9790/1676-1105034956.
7. Мілих В. І. Чисельно-експериментальний аналіз магнітного поля індуктора магнітного сепаратора на базі асинхронного двигуна / В. І. Мілих, Л. В. Шилкова // Вісник Національного технічного університету «ХПІ». Серія: "Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії". – 2018. – № 5 (1281). – С. 104–109.
8. Мілих В. І. Численно-полевой анализ характеристик трехфазного индуктора магнитного поля для обработки различных веществ при стабилизации его тока / В. И. Милых, Л. В. Шилкова // Электротехника і Електромеханіка. – 2019. – № 6. – С. 21-28. – doi: 10.20998/2074-272X.2019.6.03.
9. Вольдек А. И., Попов В. В. Электрические машины. Машины переменного тока / А. И. Вольдек, В. В. Попов. – СПб.: Питер, 2010. – 356 с.
3. Shvedchikova I. O., Melkonova I. V. Eksperymental'na perevirka pracezdatnosti dy'skovogo magnitnogo separatora novoyi konstrukciyi [Experimental verification of operability of new construction disc magnetic separator]. *Visnyk Svidnoukrayins'kogo nacional'nogo univertytetu imeni Volodymyr'a Dalya – Bulletin East Ukrainian National University of Volodymyr Dahl*. 2018, no. 1 (249), pp. 125-130. (Ukr) doi: <https://doi.org/10.15407/techned2018.01.047>
4. Kondratenko I. P. Nekrasov A. V., Volkanin Ye. Ye. Issledovaniye magnetogidrodinamicheskogo separatora [Research of magnetogidrodinamic separator] *Yeletromekhanichni i yenergosberegayuchi sistemi– Electromechanical and energy-saving system*. 2011, no. 3 (15), pp. 107-109. (Rus)
5. Kheshti Zeinab, Hassanajili Shadi, Ghajar Koorosh Azodi. Study and optimization of a high-gradient magnetic separator using flat and lattice plates. *IEEE Transactions on Magnetics*. 2018, vol. 55, no. 2. pp. 1–8. doi: 10.1109/TMAG.2018.2883624.
6. Kishor S. Dr. Prof. Bansal K., Dr. Killedar A. Design and development of three phase induction motor using written pole technology. *JOSR Journal of Electrical and Electronics Engineering*, Sep - Oct 2016, vol. 11, is. 5, ver. III., pp. 49-56, doi: 10.9790/1676-1105034956.
7. Milykh V. I., Shilkova L. V. Chy'sel'no-eksperymental'ny'j analiz magnitnogo polya induktora magnitnogo separatora na bazi asynxronnogo dvy'guna [Numerical-experimental analysis of the magnetic field of a magnetic separator inductor on the basis of an asynchronous motor]. *Visnyk Nacional'nogo texnichnogo univertytetu «XPI»*. Seriya: "Elektry'chni mashyny` ta elektromexanichne peretvorenniya energiyi" – *Bulletin of NTU "KhPI"*. Series: "Electric machines and electromechanical energy conversion". 2018, no.5 (1281), pp. 104-109. (Ukr)
8. Milykh V., Shilkova L. Chislenno-polevoj analiz harakteristik trehfaznogo induktora magnitnogo polja dlja obrabotki razlichnyh veshhestv pri stabilizacii ego toka [Numerical-field analysis of the characteristics of a three-phase magnetic field inductor for the treatment of various substances with current stabilization]. *Elektrotexnika i Elektromexanika – Electrical engineering & electromechanics*. 2019, no. 6, pp. 21-28. (Rus) doi: 10.20998/2074-272X.2019.6.03.
9. Voldek A. I., Popov V. V. *Elektricheskie mashiny. Mashiny peremennogo toka* [Electrical Machines. Machines of alternating current], SPb, Piter Publ, 2010, 356 p. (Rus)

References (transliterated)

1. Zahrynyak M. V., Branspiz Ju. A., Shvedchikova I. A. *Magnitnye separatory. Problemy proektirovaniya* [Magnetic separators. Design issues]. Kiev, Tehnika Publ, 2011, 224 p. (Rus)
2. Logvinenko D. D., Sheljakov O. P. *Intensifikacija tehnologicheskikh processov v apparatah s vihrevym sloem* [Intensification of technological processes in apparatus with a vortex layer]. Kiev, Tehnika Publ, 1976, 144 p. (Rus)

Надійшла (received) 12.01.2020

Бібліографічні описи / Библиографические описания / Bibliographic descriptions

Мілих В. І. Експериментальне дослідження фізичної моделі трифазного індуктора магнітного поля в робочому режимі при обробці сипучого матеріалу / В. І. Мілих, Л. В. Шилкова // Вісник Національного технічного університету «ХПІ». Серія: «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії». – 2020. – № 3 (1357). – С. 3-7. – doi:10.20998/2409-9295.2020.3.01.

Милых В. И. Экспериментальное исследование физической модели трехфазного индуктора магнитного поля в рабочем режиме при обработке сыпучего материала / В. И. Милых, Л. В. Шилкова // Вісник Національного технічного університету «ХПІ». Серія: «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії». – 2020. – № 3 (1357). – С. 3-7. – doi:10.20998/2409-9295.2020.3.01.

Milykh V. Experimental research of the three-phase physical model of the magnetic field inductor in the working mode when processing bulk material / V. I. Milykh, L. V. Shilkova // Bulletin of NTU "KhPI". Series: "Electric machines and electromechanical energy conversion." – 2020. – No. 3 (1357). – P. 3-7. – doi:10.20998/2409-9295.2020.3.01.

Відомості про авторів / Сведения об авторах / About the Authors

Мілих Володимир Іванович (Милых Владимир Иванович, Milykh Vladimir Ivanovych) – доктор технічних наук, професор, Національний технічний університет «Харківський політехнічний інститут», завідувач кафедри електричних машин, м. Харків, Україна, тел. (057)707-65-14; ORCID: 0000-0002-6176-3103; e-mail: mvikemkpi@gmail.com.

Шилкова Лариса Василівна (Шилкова Лариса Васильевна, Shilkova Larisa Vasilivna) – Національний технічний університет «Харківський політехнічний інститут», старший викладач кафедри електричних машин, м. Харків, Україна, тел. (057)707-68-44, ORCID: 0000-0003-0009-3502; e-mail: larisa_lv@ukr.net.

В. Ф. БОЛЮХ, И. С. ЩУКИН

ВЛИЯНИЕ ФОРМЫ ИМПУЛЬСА ВОЗБУЖДЕНИЯ НА СИЛОВЫЕ И СКОРОСТНЫЕ ПОКАЗАТЕЛИ ЛИНЕЙНЫХ УДАРНЫХ ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКИХ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЕЙ ИНДУКЦИОННОГО И ЭЛЕКТРОДИНАМИЧЕСКОГО ТИПОВ

На основе математической модели, что враховує взаємозалежні електричні, магнітні, механічні та теплові процеси, досліджено вплив коливально-загасаючого, однонапівперіодного і аперіодичного імпульсів збудження на показники лінійних ударних електромеханічних перетворювачів (ЛУЭП) індукційного і електродинамічного типів в режимах неробочого ходу, навантаження і гальмування. Показано, що найбільш високі швидкісні показники виникають в режимі неробочого ходу, коли обмотка якоря розганяється без виконавчого елемента, а найбільш високі силові показники - в режимі гальмування, при якому якорь нерухомий. Встановлено, що найбільшу швидкість (18,95 м/с) забезпечує ЛУЭП електродинамічного типу при збудженні однонапівперіодним і коливально-загасаючим імпульсами в режимі неробочого ходу. Найбільший ККД (29,2%) має ЛУЭП індукційного типу при збудженні однонапівперіодним імпульсом в режимі неробочого ходу. Найбільшу величину імпульсу електродинамічних зусиль (19,2 Н·с) розвиває ЛУЭП індукційного типу в режимі гальмування. Найбільше перевищення температури обмотки індуктора (1,7 К) відбувається в ЛУЭП індукційного типу в режимі неробочого ходу, а найбільше перевищення температури обмотки якоря (0,7 К) – в ЛУЭП електродинамічного типу в режимі гальмування.

Ключові слова: лінійний ударний електромеханічний перетворювач, електричні, магнітні, механічні та теплові процеси, силові і швидкісні показники, режим неробочого ходу, навантаження і гальмування.

На основе математической модели, учитывающей взаимосвязанные электрические, магнитные, механические и тепловые процессы, исследовано влияние колебательно-затухающего, однополупериодного и аперіодического импульсов возбуждения на показатели линейных ударных электромеханических преобразователей (ЛУЭП) индукционного и электродинамического типов в режимах холостого хода, нагрузки и торможения. Показано, что наиболее высокие скоростные показатели возникают в режиме холостого хода, когда обмотка якоря разгоняется без исполнительного элемента, а наиболее высокие силовые показатели – в режиме торможения, при котором якорь неподвижен. Установлено, что наибольшую скорость (18,95 м/с) обеспечивает ЛУЭП электродинамического типа при возбуждении однополупериодным и колебательно-затухающим импульсами в режиме холостого хода. Наибольший КПД (29,2 %) имеет ЛУЭП электродинамического типа при возбуждении однополупериодным импульсом в режиме холостого хода. Наибольшую величину импульса электродинамических усилий (19,2 Н·с) развивает ЛУЭП индукционного типа в режиме торможения. Наибольшее превышение температуры обмотки индуктора (1,7 К) происходит в ЛУЭП индукционного типа в режиме холостого хода, а наибольшее превышение температуры обмотки якоря (0,7 К) – в ЛУЭП электродинамического типа в режиме торможения.

Ключевые слова: линейный ударный электромеханический преобразователь, электрические, магнитные, механические и тепловые процессы, силовые и скоростные показатели, режим холостого хода, нагрузки и торможения.

Purpose. To study the effect of vibrational-damping, half-wave and aperiodic excitation pulses on the power and speed parameters of a linear shock electromechanical transducer (LSET) of induction and electrodynamic types when operating in idle, load and braking modes. **Methodology.** To account for the interconnected electrical, magnetic, mechanical and thermal processes, as well as a number of nonlinear dependencies, a mathematical chain model with lumped element parameters is used. This model allows you to quickly carry out the calculation of indicators and characteristics of the LSET with varying the shape of the excitation pulse and the operating mode. **Results.** The electrical and mechanical characteristics, power and speed parameters of the induction and electrodynamic type LSETs are obtained upon excitation of a vibrationally damped, half-wave and aperiodic excitation pulse when operating in idle, load and braking modes. **Originality.** It is shown that the highest speed indicators occur in idle mode, when the armature winding accelerates without an actuator, and the highest power indicators - in braking mode, in which the armature is stationary. **Practical value.** It has been established that the highest speed (18.95 m/s) is developed by an electrodynamic type LSET excited by single-half and vibrationally-damped pulses in the idle mode. The highest efficiency (29.2%) is developed by an electrodynamic type LSET upon excitation by a half-wave pulse in idle mode. The largest magnitude of the pulse of electrodynamic forces (19.2 N·s) is developed by an induction-type LSET in braking mode. The largest excess of the temperature of the inductor winding (1.7 K) occurs in the LSET of the induction type in idle mode, and the largest excess of the temperature of the armature of the armature (0.7 K) is in the LSET of the electrodynamic type in braking mode.

Keywords: linear shock electromechanical converter, electrical, magnetic, mechanical and thermal processes, power and speed indicators, idle mode, load and braking.

Введение. Для создания мощных силовых импульсов и обеспечения высоких скоростей на коротком участке разгона используются линейные ударные электромеханические преобразователи (ЛУЭП) [1 - 4]. Известно несколько типов указанных преобразователей: рельсотронный, электромагнитный, индукционный, электродинамический и др.

Наиболее перспективны с точки зрения практического применения, обеспечения необходимых силовых и скоростных показателей являются ЛУЭП электродинамического и индукционного типов [5-7]. В указанных типах ЛУЭП индуктор выполнен в виде многовитковой обмотки, возбуждаемой от емкостного накопителя энергии (ЕНЭ). Неподвижный индуктор посредством магнитного поля взаимодействует с подвижным якорем. Возникающие при этом электродинамические усилия (ЭДУ) обеспечивают либо пере-

мещение, либо передачу усилий на якорь, взаимосвязанный с исполнительным элементом. В ЛУЭП индукционного типа якорь представляет собой одно- или многовитковую короткозамкнутую обмотку, в которой индуцируется ток. В ЛУЭП электродинамического типа якорь представляет собой многовитковую обмотку, которая электрически последовательно и встречно по магнитному полю соединена с индуктором. В ЛУЭП электродинамического типа якорь соединен с индуктором и ЕНЭ при помощи гибких тоководов.

Сравнительный анализ силовых и скоростных показателей ЛУЭП индукционного и электродинамического типов является актуальной задачей [5, 6]. При этом не исследовано влияние формы импульса возбуждения, формируемого электронной системой источника питания, на показатели ЛУЭП указанных типов. Такие исследования были проведены только для

© В. Ф. Болюх, И. С. Щукин, 2020

ЛУЭП индукционного типа [8], но при этом не рассматривались различные режимы работы ЛУЭП.

Постановка задачи. Необходимо исследовать влияние колебательно-затухающего, однополупериодного и аperiodического импульсов возбуждения на силовые и скоростные показатели ЛУЭП индукционного и электродинамического типов при работе в режимах холостого хода, нагрузки и торможения.

В работе [9] представлена математическая модель ЛУЭП индукционного и электродинамического типов, использующая упрощенный подход. В ней предполагается, что ток в обмотке изменяется по закону затухающей синусоиды и используется теория комплексных чисел. Однако такой подход не позволяет исследовать различные формы импульсов возбуждения.

Для учета взаимосвязанных электрических, магнитных, механических и тепловых процессов, а также ряда нелинейных зависимостей целесообразно использовать цепную математическую модель [10]. Такая модель позволяет оперативно осуществлять расчет показателей и характеристик ЛУЭП при варьировании формы импульса возбуждения и режима работы.

Математические модели электромагнитных процессов ЛУЭП индукционного и электродинамического типов описаны в работе [6]. Эти цепные математические модели используют сосредоточенные параметры активных элементов – обмотки индуктора (ОИ) и обмотки якоря (ОЯ). Решения уравнений представляются в рекуррентном виде, что позволяет учитывать комплекс взаимосвязанных между собой и изменяющихся процессов при различных формах импульсов возбуждения.

Перемещение якоря с исполнительным элементом относительно неподвижного индуктора описывается рекуррентными соотношениями, представленными в работе [6]. Температуры активных элементов ЛУЭП описываются рекуррентными соотношениями, представленными в работе [11].

Считая, что $n=1$ – индекс ОИ, а $n=2$ – индекс ОЯ, начальные условия математической модели запишем в виде: $T_n(0)=T_0$ – температура n -ой обмотки, $i_n(0)=0$ – ток n -ой обмотки, $\Delta z(0)=\Delta z_0$ – исходное осевое расстояние между ОИ и ОЯ, $u_c(0)=U_0$ – напряжение ЕНЭ, $v_z(0)=0$ – скорость ОЯ вдоль оси z .

В рекуррентных соотношениях расчетный шаг по времени $\Delta t = t_{k+1} - t_k$ выбирается из оптимального времени расчета, при котором обеспечивается заданная точность.

Эффективность ЛУЭП оценим силовым показателем – наибольшим значением импульса ЭДУ $P_z = \int f_z(z, t) dt$, и скоростным показателем – максимальной скоростью якоря v_z при условии обеспечения наибольшего КПД η и наименьшего превышения температур обмоток θ_n ,

где $f_z(z, t) = i_1(t)i_2(t) \frac{dM_{12}}{dz}(z)$ – мгновенное значение ЭДУ, действующих на якорь ЛУЭП индукционно-

го типа; $f_z(z, t) = i^2(t) \frac{dM_{12}}{dz}(z)$ – мгновенное значение ЭДУ, действующих на якорь ЛУЭП электродинамического типа; $\theta_n = T_n - T_0$; i_n – ток n -ой обмотки; M_{12} – взаимная индуктивность между обмотками; T_n – температура n -ой обмотки;

$$\eta = \left[(m_2 + m_a) v_z^2 + K_P \Delta z^2 \right] C_0^{-1} (U_0^2 - U_1^2)^{-1};$$

K_P – коэффициент упругости возвратной пружины; C_0 – емкость ЕНЭ; U_1 – остаточное напряжение после рабочего цикла возбуждения; m_2 – масса якоря; m_a – масса исполнительного элемента.

Как показано в работе [12], наибольшая эффективность ЛУЭП электродинамического типа обеспечивается при одинаковых геометрических параметрах ОИ и ОЯ. Исходя из этого, для сравнительного анализа будем рассматривать ЛУЭП электродинамического и индукционного типов, у которых коаксиально установленные ОИ и ОЯ выполнены одинаковыми. Эти обмотки выполнены многотычковыми в форме относительно тонких дисков, которые плотно наматаны в два слоя медной шины $2,0 \times 3,5$ мм². Число витков шины в каждой обмотке $N_n = 40$. Внешний диаметр n -ой обмотки $D_{en} = 100$ мм, внутренний диаметр $D_{in} = 10$ мм и аксиальная высота $H_n = 7,4$ мм. ЕНЭ имеет следующие параметры: емкость $C_0 = 3,0$ мФ, напряжение $U_0 = 0,5$ кВ. Начальное аксиальное расстояние между ОИ и ОЯ $\Delta z_0 = 1$ мм. Коэффициент упругости возвратной пружины $K_P = 25$ кН/м. Масса исполнительного элемента $m_a = 1,0$ кг.

Рассмотрим схему импульсного источника возбуждения ЛУЭП (рис. 1, а), при которой формируется:

- колебательно-затухающий импульс (ключ Q_1 замкнут, а ключ Q_2 разомкнут);
- однополупериодный импульс (ключи Q_1 и Q_2 разомкнуты);
- аperiodический импульс (ключ Q_1 разомкнут, а ключ Q_2 замкнут).

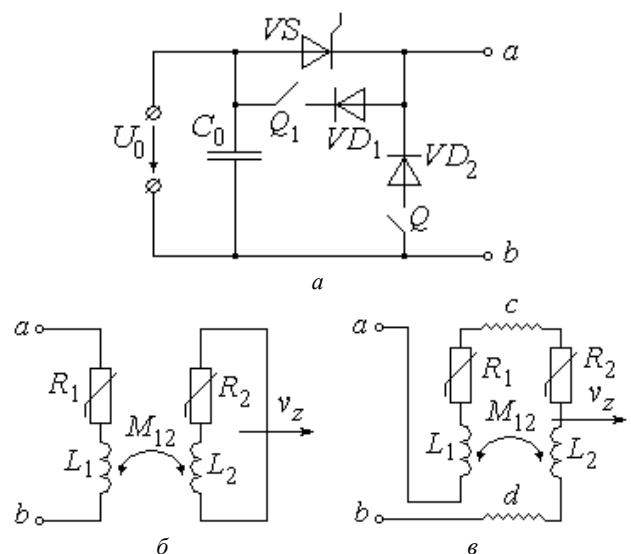


Рис. 1 – Схема импульсного источника возбуждения (а), к которому подключаются ЛУЭП индукционного (б) и электродинамического (в) типов

К схеме импульсного возбуждения подключается или ЛУЭП индукционного типа (рис. 1,б), или ЛУЭП электродинамического типа (рис. 1,в). В обоих преобразователях имеется неподвижная ОИ (активное сопротивление R_1 и индуктивность L_1) и подвижная ОЯ (активное сопротивление R_2 и индуктивность L_2). При этом активные сопротивления обмоток зависят от соответствующих температур T_n .

В ЛУЭП индукционного типа ОЯ выполнена короткозамкнутой, а в ЛУЭП электродинамического типа она через гибкие токовводы c, d последовательно соединена с импульсным источником возбуждения и с ОИ.

Электромеханические характеристики ЛУЭП.

Рассмотрим электрические и механические характеристики преобразователей в трех режимах:

режим холостого хода (I), при котором масса исполнительного элемента $m_a=0$ (тонкие линии),

режим нагрузки (II), при котором масса исполнительного элемента $m_a=1,0$ (тонкие линии с круглыми метками),

режим торможения (III), при котором масса исполнительного элемента $m_a=\infty$ (жирные линии).

На рис. 2 представлены электрические (j_1 – плотность тока ОИ, j_2 – плотность тока ОЯ) и механические характеристики (f_z – мгновенное значение ЭДУ, P_z – импульс ЭДУ, Δz – величина перемещения ОЯ с исполнительным элементом) ЛУЭП индукционного типа при возбуждении колебательно-затухающим импульсом.

В данном преобразователе токи в обмотках имеют колебательно-затухающий вид. Наибольшие амплитуды токов реализуются в режиме торможения III, а наименьшие – в режиме холостого хода I. В режиме холостого хода I амплитуда плотности тока в ОИ j_{1m} больше, чем в ОЯ j_{2m} на 45 %, а в режиме торможения III – на 38 %. В режиме III амплитуды токов: в ОИ $j_{1m}=638,6$ А/мм², в ОЯ $j_{2m}=462,0$ А/мм². В режимах холостого хода I и нагрузки II наблюдается фазовый сдвиг между токами, в то время как в режиме торможения III он практически отсутствует. Отметим, что показатели в режиме нагрузки II расположены между показателями в режимах холостого хода I и торможения III.

ЭДУ имеют вид последовательно затухающих всплесков, приводящих к повышению скорости ОЯ. Наибольшая величина второго силового всплеска возникает в режиме торможения III, что обусловлено сильной магнитной связью между обмотками, а наименьшая – в режиме холостого хода I, что обусловлено ослабленной магнитной связью между обмотками. Наибольшая амплитуда первого всплеска ЭДУ ($f_{zm}=32,5$ кН) возникает в режиме торможения, а наименьшая – в режиме холостого хода ($f_{zm}=19,7$ кН). В конце рабочего цикла в режиме III величина импульса ($P_z=19,2$ Н·с) существенно больше, чем в режиме I ($P_z=7,9$ Н·с).

В режиме холостого хода I ОЯ без исполнительного элемента ускоряется до скорости $v_z=15,4$ м/с, что обеспечивает КПД $\eta=20,4$ %. Отметим, что превышение температуры ОИ θ_1 выше, чем превышение температуры ОЯ θ_2 . В режиме холостого хода I $\theta_1=1,7$ К, $\theta_2=0,3$ К. В режиме торможения III превышение тем-

пературы ОИ уменьшается до величины $\theta_1=1,3$ К, а превышение температуры ОЯ повышается до величины $\theta_2=0,6$ К.

В ЛУЭП электродинамического типа при возбуждении колебательно-затухающим импульсом в целом вид электрических и механических характеристик сохраняется (рис. 3).

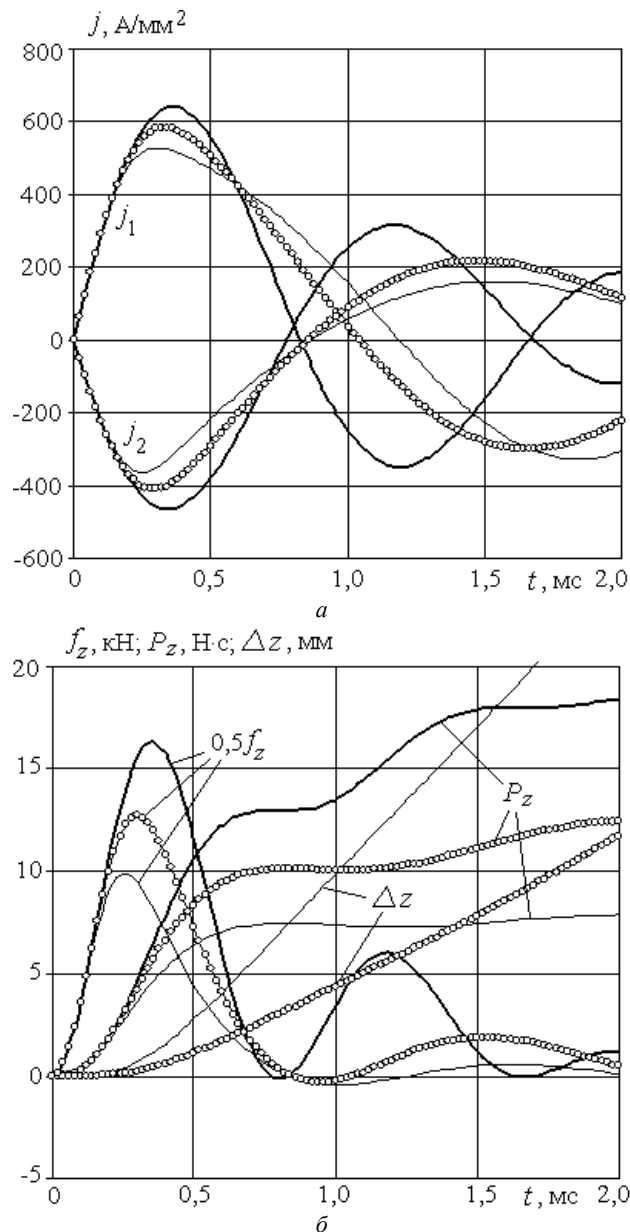


Рис. 2 – Электрические (а) и механические (б) характеристики ЛУЭП индукционного типа при возбуждении колебательно-затухающим импульсом

При этом токи в обмотках находятся в противофазе, и между ними не возникает фазового сдвига. На рис. 3,а помимо одинаковых плотностей токов в ОИ и ОЯ ($j_1=j_2$) показано и напряжение ЕНЭ u_c . В ЛУЭП электродинамического типа амплитуда плотности тока в обмотках ниже, чем в ОИ, и выше, чем в ОЯ, по сравнению с ЛУЭП индукционного типа. Амплитудные значения всплеска ЭДУ f_{zm} во всех режимах работы в данном преобразователе выше (на 21 % - в режиме холостого хода I и на 5 % - в режиме торможения

III). Однако импульс ЭДУ P_z имеет не столь однозначную тенденцию: в режиме I он возрастает на 23 %, а в режиме III он уменьшается на 5 %. Скоростные показатели ЛУЭП электродинамического типа выше: в режиме холостого хода I ОЯ без исполнительного элемента ускоряется до скорости $v_z=18,9$ м/с, что обеспечивает КПД $\eta=26,8$ %.

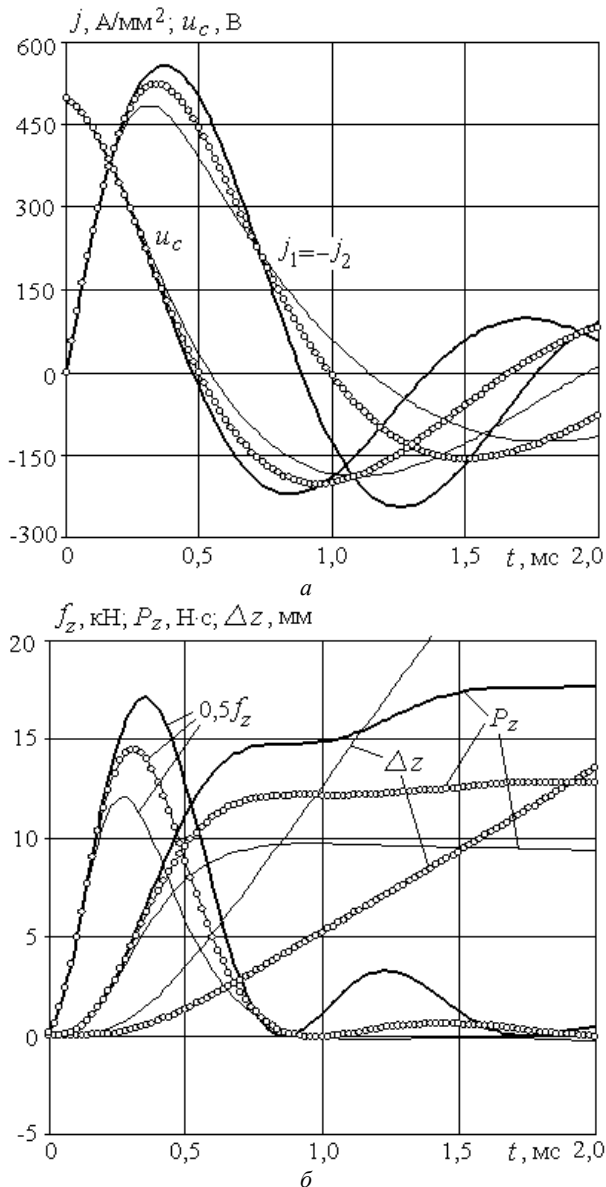


Рис. 3 – Электрические (а) и механические (б) характеристики ЛУЭП электродинамического типа при возбуждении колебательно-затухающим импульсом

В данном преобразователе, также как и в ЛУЭП индукционного типа, превышение температуры ОИ θ_1 выше, чем превышение температуры ОЯ θ_2 , но при значительно меньшей разности между ними. В режиме холостого хода I $\theta_1=0,7$ К, $\theta_2=0,5$ К. В режиме торможения III превышения температур обмоток увеличиваются: $\theta_1=0,9$ К, $\theta_2=0,7$ К.

При возбуждении однополупериодным импульсом вид электрических и механических характеристик ЛУЭП претерпевает изменения. В ЛУЭП индукционного типа ток в ОИ (рис. 4, а), а в ЛУЭП электродина-

мического типа токи в ОИ и ОЯ (рис. 5,а) прерываются при достижении нулевого значения. После этого напряжение U_1 , полярность которого противоположна зарядному напряжению U_0 , сохраняется в ЕНЭ. При этом в ЛУЭП индукционного типа ток в ОЯ начинает затухать.

Исходя из указанной закономерности протекания токов, меняется и вид механических характеристик при данной форме импульса возбуждения. ЭДУ f_z имеет только один всплеск, вследствие чего скоростные характеристики после достижения определенного значения существенно не меняются.

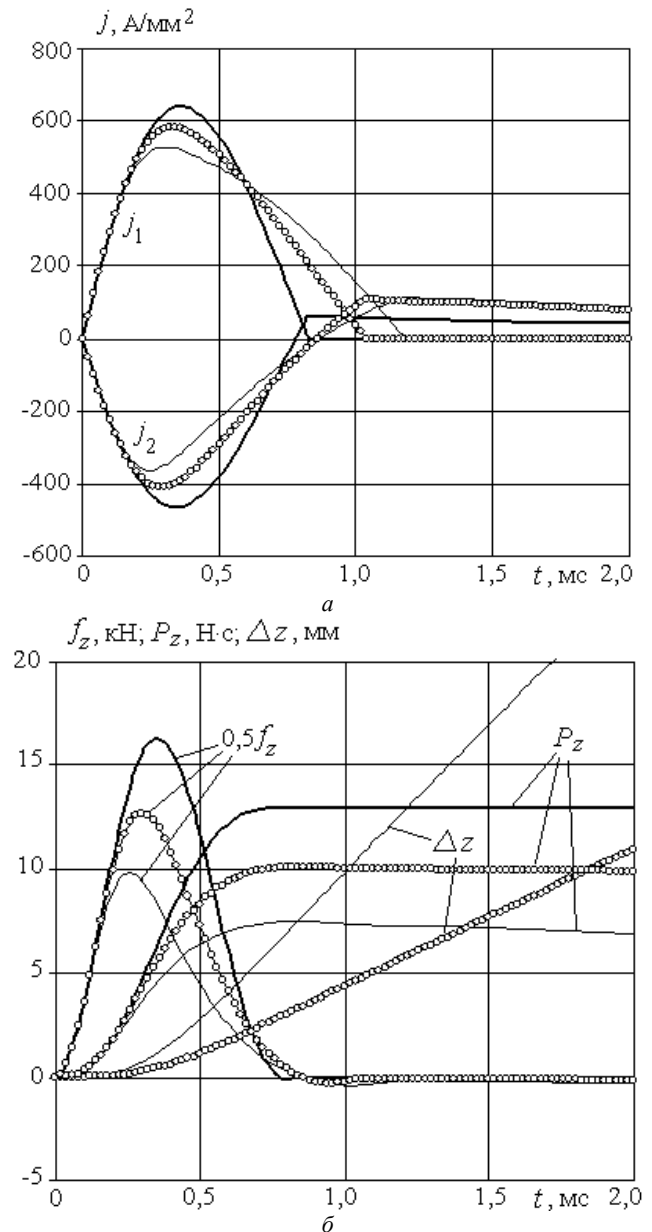


Рис. 4 – Электрические (а) и механические (б) характеристики ЛУЭП индукционного типа при возбуждении однополупериодным импульсом

В ЛУЭП индукционного типа (рис. 4, б) при однополупериодном возбуждении по сравнению с возбуждением колебательно-затухающим импульсом в режиме холостого хода I ОЯ ускоряется до меньшей

скорости ($v_z=14,6$ м/с). Однако за счет сохранения энергии в ЕНЭ КПД преобразователя повышается до величины $\eta=22,7\%$. Импульс ЭДУ P_z в режиме холостого хода I уменьшается незначительно (на 5,3%), а в режиме торможения III – значительно (на 48,3%). При этом превышения температур обеих обмоток при данном возбуждении уменьшаются: в режиме I $\theta_1=0,87$ К, $\theta_2=0,29$ К, а в режиме III $\theta_1=0,94$ К, $\theta_2=0,38$ К.

В ЛУЭП электродинамического типа (рис. 5,б) можно отметить следующие закономерности. По сравнению с возбуждением колебательно-затухающим импульсом в режиме холостого хода I максимальная скорость ОЯ остается практически неизменной, но КПД преобразователя возрастает на 8,6%. В режиме холостого хода I импульс ЭДУ P_z не изменяется, а в режиме торможения III – уменьшается на 23,8%. Превышение температуры более нагруженной ОИ в режиме I уменьшается на 16,6%, а в режиме III – на 24%.

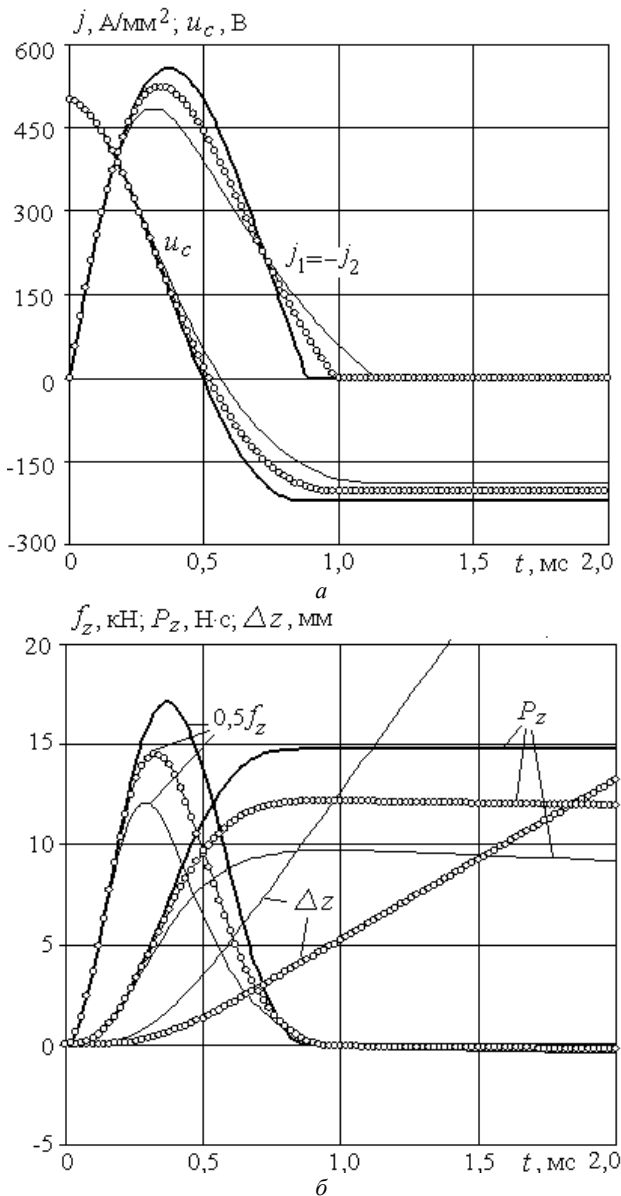


Рис. 5 – Электрические (а) и механические (б) характеристики ЛУЭП электродинамического типа при возбуждении однополупериодным импульсом

Следует отметить, что при возбуждении колебательно-затухающим и однополупериодным импульсами для ЕНЭ необходимо использовать конденсаторы с переменной полярностью. При возбуждении аperiodическим импульсом можно использовать полярные электролитические конденсаторы с повышенными технико-экономическими показателями (рис.6, рис.7).

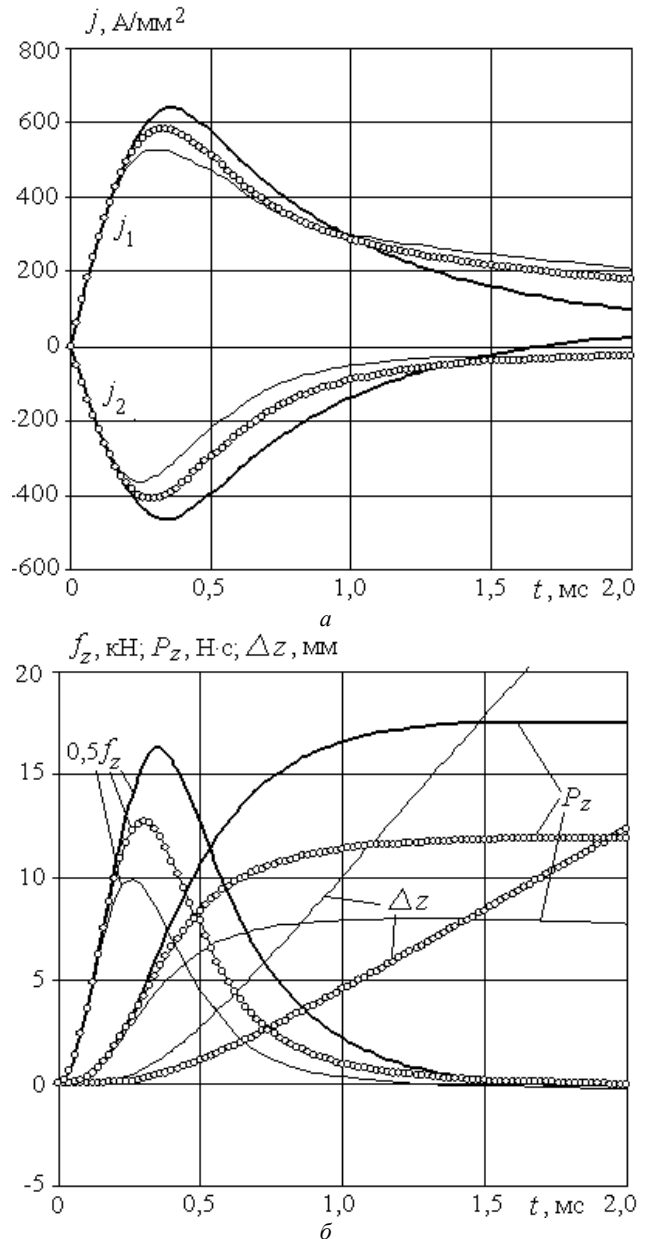


Рис. 6 – Электрические (а) и механические (б) характеристики ЛУЭП индукционного типа при возбуждении аperiodическим импульсом

При возбуждении аperiodическим импульсом в ЛУЭП индукционного типа ток в ОИ сохраняет полярность во всех режимах работы, а ток в ОЯ сохраняет полярность только в режимах холостого хода I и нагрузки II. Вследствие этого только в режиме торможения III возникают отрицательные ЭДУ, однако их величина относительно мала. По сравнению с возбуждением колебательно-затухающим импульсом максимальная скорость ОЯ в режиме холостого хода I практи-

чески не изменяется, КПД уменьшается на 10,4 %, величина импульса ЭДУ P_z практически не изменяется, а превышение температуры ОИ θ_1 уменьшается на 6 %. В режиме торможения III величина импульса ЭДУ P_z заметно уменьшается (на 9,4 %). При этом превышение температуры ОИ θ_1 увеличивается на 13,7 %.

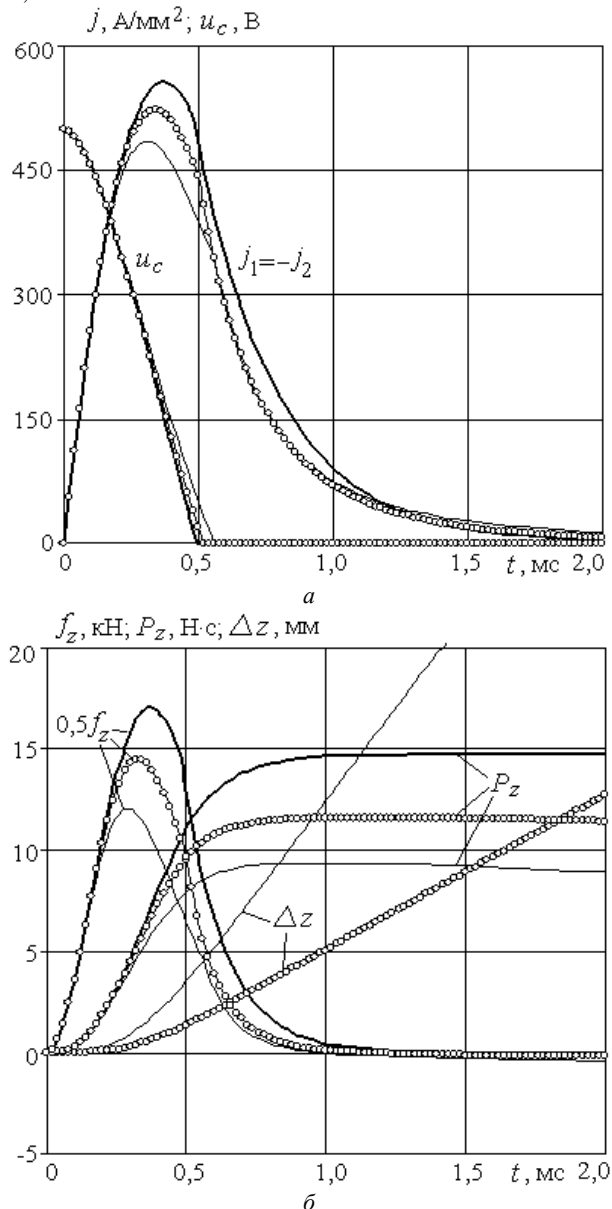


Рис. 7 – Электрические (а) и механические (б) характеристики ЛУЭП электродинамического типа при возбуждении аperiodическим импульсом

При возбуждении аperiodическим импульсом в ЛУЭП электродинамического типа токи и ЭДУ затухают быстрее, чем в ЛУЭП индукционного типа. По сравнению с возбуждением колебательно-затухающим импульсом при возбуждении аperiodическим импульсом в режиме холостого хода I максимальная скорость и величина импульса ЭДУ уменьшаются незначительно (на 3,5 %), КПД уменьшается более заметно (на 13,6 %), а превышение температуры ОИ снижается еще более заметно (на 20,5 %). При возбуждении аperiodическим импульсом в режиме торможения III

величина импульса ЭДУ и величина превышения температуры ОИ уменьшаются примерно на 24 %.

Выводы.

1. На основе математической модели, учитывающей взаимосвязанные электрические, магнитные, механические и тепловые процессы, исследовано влияние колебательно-затухающего, однополупериодного и аperiodического импульсов возбуждения на показатели ЛУЭП индукционного и электродинамического типов в режимах холостого хода, нагрузки и торможения.

3. Показано, что наиболее высокие скоростные показатели возникают в режиме холостого хода, когда ОЯ разгоняется без исполнительного элемента, а наиболее высокие силовые показатели – в режиме торможения, при котором якорь неподвижен.

4. Установлено, что наибольшую скорость (18,95 м/с) развивает ЛУЭП электродинамического типа при возбуждении однополупериодным и колебательно-затухающим импульсами в режиме холостого хода. Наибольший КПД (29,2 %) развивает ЛУЭП электродинамического типа при возбуждении однополупериодным импульсом в режиме холостого хода. Наибольшую величину импульса ЭДУ (19,2 Н·с) развивает ЛУЭП индукционного типа в режиме торможения. Наибольшее превышение температуры ОИ (1,7 К) наблюдается в ЛУЭП индукционного типа в режиме холостого хода, а наибольшее превышение температуры ОЯ (0,7 К) – в ЛУЭП электродинамического типа в режиме торможения.

Список литературы

- Balikci A. Improved performance of linear induction launchers / A. Balikci, Z. Zabar, L. Birenbaum // IEEE Transactions on Magnetics. – 2005. – Vol. 41. – № 1. – P. 171–175.
- Chemerys V.T. Prospectives of new coilgun design development / V.T. Chemerys, V.F. Bolyukh // Артиллерийское и стрелковое вооружение. – 2008. – № 3. – С. 44–52.
- Боков А.А. Одноосное компактирование нанопорошков на магнитно-импульсном прессе / А.А.Боков, Г.Ш.Болтачев, Н.Б.Волков // Журнал технической физики. – 2013. – Т. 83. – Вып. 10. – С. 68–77.
- Боллох В.Ф. Сравнительный анализ линейных импульсных электро-механических преобразователей электромагнитного и индукционного типов / В.Ф. Боллох, С.В. Олексенко, И.С. Щукин // Технічна електродинаміка. – 2016. – № 5. – С. 46–48. DOI: <https://doi.org/10.15407/techned2016.05.046>.
- Bissal A. Comparison of two ultra-fast actuator concept / A. Bissal, J. Magnusson, G. Engdahl // IEEE Transactions on Magnetics. – 2012. – Vol. 48. – № 11. – P. 3315–3318.
- Боллох В.Ф., Кашанский Ю.В., Щукин И.С. Сравнительный анализ силовых и скоростных показателей линейных импульсных электро-механических преобразователей электродинамического и индукционного типов / В.Ф. Боллох, Ю.В. Кашанский, И.С. Щукин // Технічна електродинаміка. – 2019. – № 6. – С. 35–42. DOI: <https://doi.org/10.15407/techned2019.06.035>.
- Акарачкин С.А. Радиальный магнитноимпульсный пресс совмещенной электродинамической и индукционной системы // С.А. Акарачкин, Ю.М. Анненков, А.С. Ивашутенко, А.А. Сивков // Электричество. – 2012. – № 6. – С. 65–69.
- Боллох В.Ф. Исследование линейного импульсно-индукционного электро-механического преобразователя при различных схемах питания индуктора / В.Ф. Боллох, А.И. Кочерга, И.С. Щукин // Електротехніка і електро-механіка. – 2018. – №1. – С. 21–28. DOI: <https://doi.org/10.20998/2074-272X.2018.1.03>.
- Городжа А.Д. Расчет параметров импульсного электродинамического излучателя упругих волн / А.Д. Городжа, К.А. Горо-

- джа, Б.О. Трощинский, О.А. Погребный // Праці ІЕД НАНУ. – 2018. – Вип. 51. – С. 125-131.
10. Li W. Parametric analysis of Thomson-coil actuator using adaptive equivalent circuit method / W. Li, C.S. Koh // 14th biennial IEEE conference on electromagnetic field computation, digital object identifier. – 2010. – P. 1–9.
 11. Bolyukh V.F. The thermal state of an electromechanical induction converter with impact action in the cyclic operation mode / V.F. Bolyukh, I.S. Shchukin // Russian electrical engineering. – 2012. – Vol. 83, № 10. – P. 571 – 576. doi: 10.3103/s1068371212100045.
 12. Болух В.Ф. Влияние геометрических параметров индуктора и якоря на показатели линейного импульсного электромеханического преобразователя электродинамического типа / В.Ф. Болух, Ю.В. Кашанский, И.С. Щукін // Електротехніка і електро-механіка. – 2019. – № 3. – С.11-17. DOI: <https://doi.org/10.20998/2074-272X.2019.3.02>.
- References (transliterated)**
1. Balicki A. Zabar Z. Birenbaum L. Improved performance of linear induction launchers. *IEEE Transactions on Magnetics*, 2005, vol. 41, no 1, pp. 171–175.
 2. Chemerys V.T., Bolyukh V.F. Prospectives of new coilgun design development. *Artilleriyskoye i strelkovoye vooruzheniye – Artillery and small arms*, 2008, no 3, pp. 44-52.
 3. Bokov A.A., Boltachev G.Sh, Volkov N.B. Odnoosnoye kompaktirovaniye nanoporoshkov na magnitno-impul'snom presse [Uniaxial compaction of nanopowders on a magnetic pulse press]. *Journal of Technical Physics*, 2013, Vol. 83, no. 10, pp. 68-77.
 4. Bolyukh V.F., Oleksenko S.V., Shchukin I.S. Sravnitel'nyy analiz lineynykh impul'snykh elektromekhanicheskikh preobrazovateley elektromagnitnogo i induktsionnogo tipov [Comparative analysis of linear pulsed electromechanical converters of electromagnetic and induction types]. *Technical Electrodynamics*, 2016, no. 5, pp. 46-48. DOI: <https://doi.org/10.15407/techned2016.05.046>.
 5. Bissal A., Magnusson J., Engdahl G. Comparison of two ultra-fast actuator concept. *IEEE Transactions on Magnetics*, 2012, vol. 48, no.11, pp. 3315–3318.
 6. Bolyukh V.F., Kashanskyi Yu.V., Schukin I.S. Sravnitel'nyy analiz silovykh i skorostnykh pokazateley lineynykh impul'snykh elektromekhanicheskikh preobrazovateley elektrodinamicheskogo i induktsionnogo tipov [Comparative analysis of power and speed indicators of linear pulse electromechanical converters of electrodynamic and induction types]. *Technical Electrodynamics*, 2019, no. 6, pp. 35-42. DOI: <https://doi.org/10.15407/techned2019.06.035>
 7. Akarachkin S.A., Annenkov Yu.M., Ivashutenko A.S., Sivkov A.A. Radial'nyy magnitnoimpul'snyy press sovmeshchennoy elektrodinamicheskoy i induktsionnoy sistemy [Radial magnetic pulse press combined electrodynamic and induction systems]. *Electricity*, 2012, no. 6, pp. 65-69.
 8. Bolyukh V.F., Kocherga A.I., Shchukin I.S. Issledovaniye lineynogo impul'sno-induktsionnogo elektromekhanicheskogo preobrazovatelya pri razlichnykh skhemakh pitaniya induktora [Investigation of a linear pulse-induction electromechanical converter with various inductor power supply circuits]. *Electrotehnika i Elektromekhanika – Electrical engineering & electromechanics*, 2018, no. 1, pp. 21-28. DOI: <https://doi.org/10.20998/2074-272X.2018.1.03>.
 9. Gorodzha A.D., Gorodzha K.A, Troshchinsky B.O., Pogrebny O.A. Raschet parametrov impul'snogo elektrodinamicheskogo izluchatelya uprugikh voln [Calculation of the parameters of a pulsed electrodynamic emitter of elastic waves]. *Praci IED NASU*, 2018, issue 51, pp. 125-131.
 10. Li W., Koh C.S. Parametric analysis of Thomson-coil actuator using adaptive equivalent circuit method, 14th biennial IEEE conference on electromagnetic field computation, digital object identifier, 2010, pp. 1–9.
 11. Bolyukh V.F., Shchukin I.S. The thermal state of an electromechanical induction converter with impact action in the cyclic operation mode // *Russian Electrical Engineering*, 2012, Vol. 83, no 10. – pp. 571 – 576. doi: 10.3103/s1068371212100045.
 12. Bolyukh V.F., Kashanskyi Yu.V., Shchukin I.S. Vliyaniye geometricheskikh parametrov induktora i yakorya na pokazately lineynogo impul'snogo elektromekhanicheskogo preobrazovatelya elektrodinamicheskogo tipa [The influence of the geometrical parameters of the inductor and the armature on the performance of a linear pulse electromechanical converter of electrodynamic type]. *Electrotehnika i Elektromekhanika – Electrical engineering & electromechanics*, 2019, no. 3, pp. 11-17. DOI: <https://doi.org/10.20998/2074-272X.2019.3.02>.

Поступила (received) 02.12.2019

Бібліографічні описи / Библиографические описания / Bibliographic descriptions

Болух В. Ф. Вплив форми імпульсу збудження на силові та швидкісні показники лінійних ударних електромеханічних перетворювачів індукційного та електродинамічного типів / В. Ф. Болух, І. С. Щукін // Вісник Національного технічного університету «ХПІ». Серія: «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії». – 2020. – № 3 (1357). – С. 8-14. – doi:10.20998/2409-9295.2020.3.02.

Болух В. Ф. Влияние формы импульса возбуждения на силовые и скоростные показатели линейных ударных электромеханических преобразователей индукционного и электродинамического типов // В. Ф. Болух, И. С. Щукін // Вісник Національного технічного університету «ХПІ». Серія: «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії». – 2020. – № 3 (1357). – С. 8-14. – doi:10.20998/2409-9295.2020.3.02.

Bolyukh V. F. Influence of the shape of the excitation pulse on the power and speed indicators of linear shock electromechanical converters of induction and electrodynamic types / V. F. Bolyukh, I. S. Shchukin // *Bulletin of NTU "KhPI"*. Series: "Electric machines and electromechanical energy conversion." – 2020. – No. 3 (1357). – P. 8-14. – doi:10.20998/2409-9295.2020.3.02.

Відомості про авторів / Сведения об авторах / About the Authors

Болух Володимир Федорович (Болух Владимир Федорович, Bolyukh Vladimir Fedorovich) – доктор технічних наук, професор, Національний технічний університет «Харківський політехнічний інститут», професор кафедри загальної електротехніки, м. Харків, Україна, тел. (057)707-64-27; ORCID: 0000-0001-9115-7828; e-mail: vfbolyukh@gmail.com.

Щукін Ігор Сергійович (Щукін Игорь Сергеевич, Shchukin Igor Sergeevich) – кандидат технічних наук, доцент, Національний технічний університет «Харківський політехнічний інститут», доцент кафедри електричних машин, м. Харків, Україна, тел. (057)707-65-14; ORCID: 0000-0001-7982-8633; e-mail: tech@tetra.kharkiv.com.

О. М. ЦИГАНОВ

ЗАЛЕЖНІСТЬ ПОКАЗНИКІВ ТРИФАЗНИХ ТРАНСФОРМАТОРІВ І РЕАКТОРІВ ВІД ЗАПОВНЕННЯ СТАЛЛЮ КРУГОВИХ І ВОСЬМИГРАННИХ КОНТУРІВ СТРИЖНІВ ПЛАНАРНИХ ШИХТОВАНИХ МАГНІТОПРОВОДІВ

Розглянуті конструктивно-технологічні особливості варіантів планарних електромагнітних систем трифазних трансформаторів і реакторів з круговими і восьмигранними утворюючими контурами обмоткових котушок та стрижнів шихтованих магнітопроводів. Восьмигранна конфігурація забезпечує більш суттєве або повне (в стиковому та комбінованому варіантах) заповнення електротехнічною сталлю утворюючих контурів стрижнів, а також підвищення електродинамічної стійкості обмоток. На основі метода інваріантних цільових функцій з безрозмірними оптимізаційними складовими і універсальними відносними керованими змінними розроблені математичні моделі масовартісних і енергетичного показників вказаних варіантів електромагнітних систем. Такі моделі надають можливість узагальненого структурно-параметричного синтезу та визначення характеристик індукційних статичних пристроїв. Отримані відносні числові значення показників технічного рівняння на основі яких показані можливості удосконалення трансформаторів і реакторів при заміні традиційних кругових утворюючих контурів на восьмигранні та при плоских внутрішніх поверхнях ярем.

Ключові слова: трифазний трансформатор, реактор, круговий, восьмигранний, контур, маса, вартість, втрати.

Рассмотрены конструктивно-технологические особенности вариантов планарных электромагнитных систем трехфазных трансформаторов и реакторов с круговыми и восьмигранными образующими контурами обмоточных катушек и стержней шихтованных магнитопроводов. Восьмигранная конфигурация обеспечивает более существенное или полное (в стыковом и комбинированном вариантах) заполнение электро-технической сталью образующих контуров стержней, а также повышение электродинамической стойкости обмоток. На основе метода инвариантных целевых функций с безразмерными оптимизационными составляющими и универсальными относительными управляемыми переменными разработаны математические модели масстоимосных и энергетического показателей указанных вариантов электромагнитных систем. Такие модели предоставляют возможность обобщенного структурно-параметрического синтеза и определения характеристик индукционных статических устройств. Полученные относительные числовые значения показателей технического уровня на основе которых показаны возможности совершенствования трансформаторов и реакторов при замене традиционных круговых образующих контуров на восьмигранные и при плоских внутренних поверхностях ярем.

Ключевые слова: трехфазный трансформатор, реактор, круговой, восьмигранный, контур, масса, стоимость, потери.

Purpose. The main elements of power transmission systems are transformers and reactors and the tasks of their improvement are especially relevant. The most common basis for these induction static devices are planar electromagnetic systems with rod magnetic circuits. Transformers and reactors with a capacity of over 16 kV A are made with circular generatrix circuits of the rods and winding coils. To ensure the filling of the sections of such rods with electrical steel with a coefficient of 0.851-0.931, 3-16 packets of various widths are placed in the halves of their cross sections, which significantly complicates the production of magnetic cores. Also, the circular configuration of the turns reduces the electrodynamic resistance of the windings. The aim of the work is to substantiate the advantages of replacing the traditional circular generatrix contours of active elements with octagonal ones. **Methodology.** A decrease in the main indicators (mass, cost, and loss) and an increase in the electrodynamic stability of transformers and reactors are achieved by using non-traditional designs with octagonal generatrix circuits of rods and winding coils, as well as a yoke with flat inner surfaces in lathing, butt and combined planar magnetic cores. An analysis of the effect of configuration changes and filling of the contours of the rods with steel on mass, cost and loss was performed by the method of target functions of an invariant design synthesis of electrical machines with optimized dimensionless parameters and relative controlled variables. **Results.** The extrema of the indicators of mass, cost and loss are calculated. It has been established that the use of octagonal generatrix circuits of cross-sections of rods and winding coils in an electromagnetic system leads to an improvement in mass-value indicators and a decrease in losses of three-phase transformers and reactors relative to analogues with circular generatrix circuits. The change in mass-value indicators depends on the fill factor of the circular contour of the rod with rectangular packages of electrical steel. **Originality.** Comparison of the values of dimensionless indicators gives an objective assessment of the advantages or disadvantages of the considered option of the electromagnetic system relative to the base analogue, regardless of the power, performance and cooling method. **Practical value.** Replacing in traditional systems of circular generatrix circuits with a jug with octagonal contours leads to an improvement in the extreme values of mass, cost, and loss indicators.

Keywords: three-phase transformer, reactor, circular, octagonal, circuit, mass, cost, loss.

Постановка проблеми. Важливою складовою системою генерування, передачі і споживання електроенергії є трансформаторно-реакторне обладнання. Згідно [1] втрати в розподільчих трансформаторах в Європейському Союзі склали 2 % від усієї виробленої енергії, або 1/3 від загальних втрат енергосистем. Основна складова цих втрат приходить на розподільчі трансформатори I–III габаритів. Тому знижуються втрати силових трифазних трансформаторів (ТТ) потужністю до 6300 кВ·А, особливо ТТ потужністю 25–30 кВ·А напругою 6–10 кВ. Задача вирішується традиційними способами [2] використання сучасних досягнень матеріалознавства, зокрема аморфної електротехнічної сталі (ЕТС), а також зниження електромагнітних навантажень (ЕМН). При цьому погіршуються масовартісні показники ТТ, а можливості подальшого удосконалення електротехнічних матеріалів обмежені [2, 3]. Тому існує необхідність удосконалення

ТТ, трифазних реакторів (ТР) та інших електромеханічних пристроїв нетрадиційними способами, наприклад структурно-геометричним перетворенням елементів електромагнітних систем (ЕМС) [2, 4, 5].

Аналіз актуальних досліджень. Основою ЕМС (рис. 1, а, рис. 2) більшості перебуваючих у виробництві ТТ і ТР є планарні стрижневі магнітопроводи. При потужності ТТ від 16 кВ·А застосовуються магнітопроводи з «східчастим» заповненням кругових утворюючих контурів (УК) пакетами пластин ЕТС різної ширини. В діапазоні потужності від 16 до 10000 кВ·А коефіцієнти заповнення кругових УК перерізів стрижнів ЕТС (рис. 1, б) складають $K_{\text{кк}} = 0,851\text{--}0,931$ при числі пакетів різної ширини в половині кола 3–16 [6, 7]. Недостатнє заповнення УК з $K_{\text{кк}} < 0,9$ підвищує матеріалоємність та втрати ТТ і ТР, а виконання ЕМС з $K_{\text{кк}} \geq 0,9$ суттєво підвищує трудомісткість виготовлення магнітопроводів заготовкою та

© О. М. Циганов, 2020

складанням значного числа різноманітних пакетів ЕТС [6, 7]. Також значним недоліком ЕМС з круговими УК обмоткових котушок є внутрішні залишкові механічні напруження кільцевого вигину по всій довжині витків, що погіршує електродинамічну стійкість ТТ і ТР [8].

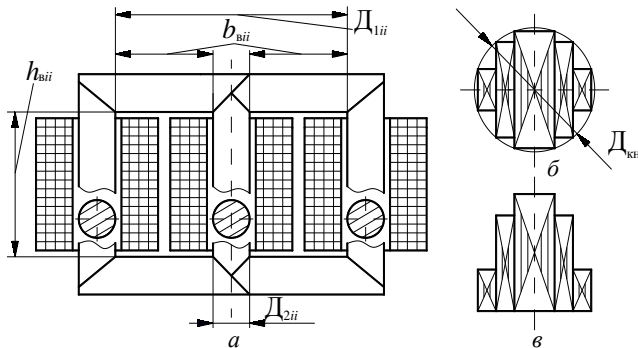


Рис. 1 – Схеми поздовжнього перерізу а – електромагнітної системи трансформатора і конфігурацій поперечних перерізів стрижня та яра з круговими утворюючими контурами – б і яра з плоскою внутрішньою поверхнею – в

Удосконалення ТТ І–ІІІ габаритів і ТР структурно-геометричними перетвореннями ЕМС можливо заміною кругових УК стрижнів і обмоткових котушок на восьмигранні УК (рис. 3, а–в) [4, 9, 10]. На відміну від традиційних ЕМС з круговими УК усього при трьох (рис. 3, а) і чотирьох сходинках (пакетах) в половині восьмигранного УК, забезпечуються коефіцієнти заповнення відповідно $K_{кв3}=0,9$ і $K_{кв4}=0,931$ [4]. Іншою перевагою восьмигранного УК елементів ЕМС є відсутність механічних напружень вигину на прямих ділянках витків обмоток. Такі напруження концентруються на вершинах граней, де підсилюється ізоляція та встановлюються опорні рейки [9]. Таким чином забезпечується підвищення електродинамічної стійкості ТТ і ТР [4, 5].

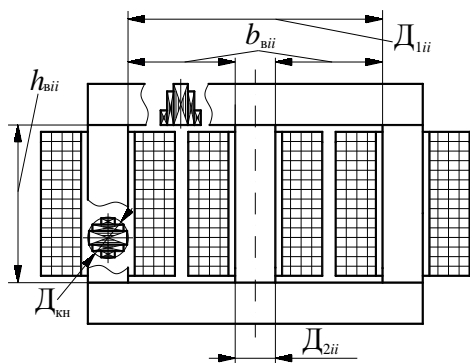


Рис. 2 – Схема поздовжнього перерізу електромагнітної системи реактора з конфігураціями поперечних перерізів стрижня з круговим утворюючим контуром і яра з плоскою внутрішньою поверхнею

В стикових і комбінованих (з боковими стиковими і середньою шихтованою «вперепліт» частинами) магнітопроводах (рис. 3, б, в) коефіцієнт заповнення восьмигранного УК $K_{кв} \approx 1$. Яра та бічні частини елементів магнітопроводу зі стрижнями відповідно (рис. 3, б, в) утворюються розрізами пакетів ідентичних прямокутних пластин ЕТС, що складаються із

зсувом (рис. 3, з). Після розрізу пластини подібних пакетів зсуваються для отримання необхідного кута граней (рис. 3, д) [10]. При застосуванні автоматизованого обладнання пакети пластин різної довжини формуються розділом стрічки (рулону) ЕТС з малою подачею.

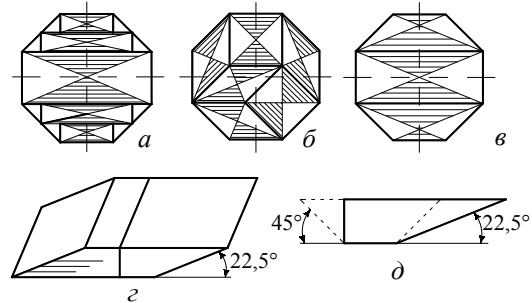


Рис. 3 – Варіанти поперечних перерізів стрижнів з частковим – а і повним – б, в заповненням восьмигранного утворюючого контура і заготовки елементів магнітопроводу – з, д

В зв'язку з явними конструктивно-технологічними перевагами, дослідження впливу на показники технічного рівня (ПТР) [5] ТТ і ТР заміни кругових УК на восьмигранні уявляє теоретичне і практичне значення та є актуальним.

Мета статті. Визначення та порівняння основних ПТР ЕМС ТТ і ТР з круговими і восьмигранними УК при кругових і плоских внутрішніх поверхнях ярем та використанні як мідних, так і алюмінієвих обмоток.

Метод і результати досліджень. Для досягнення мети роботи використовуються цільові функції F_{iiicu} і F_{iiial} окремих критеріїв оптимізації ЕМС ІСП. Такі функції містять загальні складові з показником вихідних даних і електромагнітних навантажень ІСП $\Pi_{емнсу(al)}$ з мідними (алюмінієвими) обмотками і оптимізаційні безрозмірні складові (показники) ЦФ Π_{iiicu}^* і Π_{iiial}^* з круговими (восьмигранними) УК

$$F_{iiicu(al)} = (\Pi_{емнсу(al)})^{3/4} K_i \Pi_{iiicu(al)}^* \quad (1)$$

де K_i – складова питомих показників використаної ЕТС (щільності – γ_c , питомої вартості – C_c , питомих втрат – P_c), що відповідає i – показнику ($i=1-3$) [5],

$$K_1 = \gamma_c; K_2 = C_c \gamma_c; K_3 = \gamma_c P_c.$$

Головними при порівняльному аналізі ii – варіантів ЕМС ІСП є показники маси Π_{iiicu}^* і Π_{iiial}^* , вартості Π_{2iiicu}^* і Π_{2iiial}^* та втрат активної потужності Π_{3iiicu}^* і Π_{3iiial}^* .

Чисельними розрахунками визначаються екстремуми (мінімуми) Π_{iiicu}^* і Π_{iiial}^* таких показників за окремими критеріями оптимізації. Зазначені екстремуми є ПТР певного ii – варіанту ЕМС [5]. У сукупності з іншими співмножниками (1), величини $\Pi_{iiicu(al)}^*$ визначають фактичні розрахункові кількісні значення техніко-економічних характеристик (маси, вартості і втрат, наприклад ТТ). Показники маси ($i=1$) і вартості ($i=2$) залежать від коефіцієнта заповнення обмоткового вікна K_v провідниковим матеріалом обмоток (класу напруги) і від геометричних відносних оптимізаційних координат. При аналізі ЕМС (рис. 1, а) з конфігураціями стрижнів (рис. 1, б, рис. 3, а–в) використовуються дві координати a_m і λ_b . Їх значення визнача-

ються відношеннями діаметрів D_{1ii} , D_{2ii} розрахункових кіл і висоти h_{Bii} та ширини b_{Bii} обмоткового вікна магнітопроводу (рис. 1, а):

$$\Pi_{1iii cu(al)}^* = f_{1iii cu(al)}(K_B, a_m, \lambda_B, \gamma_{cu(al)} / \gamma_c); \quad (2)$$

$$\Pi_{2iii cu(al)}^* = f_{2iii cu(al)} \left[K_B, a_m, \lambda_B, \frac{C_{cu(al)} \gamma_{cu(al)}}{C_c \gamma_c} \right]; \quad (3)$$

$$a_m = D_{1ii} / D_{2ii}; \quad \lambda_B = h_{Bii} / b_{Bii},$$

де $\gamma_{cu(al)}$ і $C_{cu(al)}$ – щільність і питома вартість мідного (алюмінієвого) обмоткового матеріалу.

Показник $\Pi_{3iii cu(al)}^*$ функції втрат виду (1) додатково залежить від відносної електромагнітної координати втрат $K_{pcu(al)}$:

$$\Pi_{3iii cu(al)}^* = f_{3iii cu(al)}(K_B, a_m, \lambda_B, K_{pcu(al)}); \quad (4)$$

$$K_{pcu(al)} = K_{дж} \gamma_{cu(al)} K_{посу cu(al)} J_{оосу cu(al)}^2 / (K_{дн} \gamma_c P_c), \quad (5)$$

де $K_{дн(к)}$ – коефіцієнт додаткових втрат неробочого руху (короткого замикання) ТТ або додаткових втрат магнітопроводу (обмотки) ТР; $K_{pcu(al)}$ – коефіцієнт питомих втрат мідної (алюмінієвої) обмотки; $J_{оосу cu(al)}$ – середня щільність струму обмоток ТТ, або щільність струму обмотки ТР.

Для адекватного зіставлення варіантів ЕМС (рис. 1, а, рис. 2) з конфігурацією стрижнів і ярем (рис. 1, б, в, рис. 3, а–з) приймаються ідентичними електромагнітні потужності і відповідно показники $\Pi_{емн cu(al)}$, електротехнічні матеріали і класи напруги, а також середні значення амплітуд індукції в стрижнях і ярмах. Розрахунки вартості виконуються з урахуванням співвідношення цін алюмінієвих і мідних провідників, що у середньому становить 0,85 та при відношенні цін вказаних провідників C_{cu} та C_{al} до ціни ЕТС C_c в реальних діапазонах ($C_{al}/C_c = 3-4,7$; $C_{cu}/C_c = 3,5-5,5$). Також при визначенні показників втрат електромагнітна координата повинна змінюватися в реальному діапазоні, що враховує відомі мінімальні і максимальні розрахункові значення ЕМН. Такий діапазон обґрунтований в [13].

Маси і вартості ЕТС магнітопроводу і мідних (алюмінієвих) обмоток ii – варіанту ЕМС – відповідно $M_{ciii cu(al)}$, $C_{ciii cu(al)}$, $M_{oiii cu(al)}$, $C_{oiii cu(al)}$, визначаються рівняннями [5]:

$$M_{ciii cu(al)} = \gamma_c (\Pi_{емн})^{3/4} \Pi_{1ciii cu(al)}^*; \quad (6)$$

$$C_{ciii cu(al)} = C_c \gamma_c (\Pi_{емн})^{3/4} \Pi_{2ciii cu(al)}^*; \quad (7)$$

$$M_{oiii cu(al)} = \gamma_o (\Pi_{емн})^{3/4} \Pi_{1oiii cu(al)}^*; \quad (8)$$

$$C_{oiii cu(al)} = C_{cu(al)} \gamma_{cu(al)} (\Pi_{емн})^{3/4} \Pi_{2oiii cu(al)}^*, \quad (9)$$

де $\Pi_{1(2)ciii cu(al)}^*$ і $\Pi_{1(2)oiii cu(al)}^*$ – відповідно показники маси (вартості) магнітопроводу і системи обмоток ii – варіанту ЕМС.

Рівняння маси і вартості варіантів ЕМС виду (1) визначаються на основі (6)–(9):

$$F_{1iii cu(al)} = M_{ciii cu(al)} + M_{oiii cu(al)} = \gamma_c (\Pi_{емн})^{3/4} \Pi_{1iii cu(al)}^*; \quad (10)$$

$$F_{2iii cu(al)} = C_{ciii cu(al)} + C_{oiii cu(al)} = C_c (\Pi_{емн})^{3/4} \Pi_{2iii cu(al)}^*. \quad (11)$$

Загальні втрати активної потужності ii – варіанту ЕМС визначаються на основі (4), (6) і (8)

$$F_{3iii cu(al)} = P_{xiii cu(al)} + P_{kiii cu(al)} = \gamma_c P_c (\Pi_{емн})^{3/4} \Pi_{3iii cu(al)}^*, \quad (12)$$

де $P_{x(к)iii cu(al)}$ – втрати неробочого руху (короткого замикання) ТТ або втрати магнітопроводу (обмотки) ТР.

Оптимізаційні складові ЦФ (6)–(11) для ЕМС з УК ярем, що відповідають круговим і восьмигранним УК стрижнів визначаються рівняннями [11, 12].

Для ЕМС з круговими і восьмигранними УК стрижнів та плоскими внутрішніми поверхнями ярем індекси ii замінюються відповідно на КП і КВ і оптимізаційні складові ЦФ (6)–(11) визначаються наступними рівняннями:

$$\Pi_{1КВ cu(al)}^* = \left(\sqrt[4]{\frac{5,093}{K_{зс} K_{к} K_{зб} \lambda_B (a_m - 1)^2}} \right)^3 \{ K_{зс} K_{к} \times \\ \times [((a_m - 1)/2) \pi + ((a_m - 1)/2) \lambda_B 2,356 + 3,713] + \\ + (\gamma_{cu(al)} / \gamma_c) ((a_m - 1)/2)^2 \pi [1 + (a_m - 1)/4] \}; \quad (13)$$

$$\Pi_{2КВ cu(al)}^* = \left(\sqrt[4]{\frac{5,093}{K_{зс} K_{к} K_{зб} \lambda_B (a_m - 1)^2}} \right)^3 \{ K_{зс} K_{к} \times \\ \times [((a_m - 1)/2) \pi + ((a_m - 1)/2) \lambda_B 2,356 + 3,713] + \\ + (\gamma_{cu(al)} / \gamma_c) \left(\frac{a_m - 1}{2} \right)^2 \pi \left[1 + \frac{a_m - 1}{4} \right] (C_{cu(al)} / C_c) \}; \quad (14)$$

$$\Pi_{3КВ cu(al)}^* = \left(\sqrt[4]{\frac{5,093}{K_{зс} K_{к} K_{зб} \lambda_B (a_m - 1)^2}} \right)^3 \{ K_{зс} K_{к} \times \\ \times [((a_m - 1)/2) \pi + ((a_m - 1)/2) \lambda_B 2,356 + 3,713] + \\ + (\gamma_{cu(al)} / \gamma_c) ((a_m - 1)/2)^2 \pi [1 + (a_m - 1)/4] K_{pcu(al)} \}; \quad (15)$$

$$\Pi_{1ВП cu(al)}^* = \left(\sqrt[4]{\frac{5,6635}{K_{зс} K_{к} K_{зб} \lambda_B (a_m - 0,9239)^2}} \right)^3 \{ K_{зс} K_{к} \times \\ \times [2,828((a_m - 0,9239)/2) + 2,121((a_m - 0,9239)/2) \lambda_B + \\ + 3,7298946] (\gamma_{cu(al)} / \gamma_c) 1,5 K_{зб} \lambda_B ((a_m - 0,9239)/2)^2 \times \\ \times [3,0616 + (\pi/8)(a_m - 0,9239)]; \quad (16)$$

$$\Pi_{2ВП cu(al)}^* = \left(\sqrt[4]{\frac{5,6635}{K_{зс} K_{к} K_{зб} \lambda_B (a_m - 0,9239)^2}} \right)^3 \{ K_{зс} K_{к} \times \\ \times [2,828((a_m - 0,9239)/2) + 2,121((a_m - 0,9239)/2) \lambda_B + \\ + 3,7298946] (\gamma_{cu(al)} / \gamma_c) 1,5 K_{зб} \lambda_B ((a_m - 0,9239)/2)^2 \times \\ \times [3,0616 + (\pi/8)(a_m - 0,9239)(C_{cu(al)} / C_c)]; \quad (17)$$

$$\begin{aligned} \Pi_{3ВПcu(al)}^* &= \left(\sqrt[4]{\frac{5,6635}{K_{zc} K_k K_{zb} \lambda_b (a_m - 0,9239)^2}} \right)^3 \{ K_{zc} K_k \times \\ &\times [2,828((a_m - 0,9239)/2) + 2,121((a_m - 0,9239)/2) \lambda_b \\ &+ 3,7298946] (\gamma_{cu(al)} / \gamma_c) 1,5 K_{zb} \lambda_b ((a_m - 0,9239)/2)^2 \times \\ &\times [3,0616 + (\pi/8)(a_m - 0,9239) K_{pcu(al)}] \}; \quad (18) \end{aligned}$$

Для традиційної ЕМС з круговими УК стрижнів і ярем (рис. 1, б) індекси *ii* замінюються позначенням $KK_{cu(al)}$. Для ЕМС з круговими УК стрижнів і плоскими внутрішніми поверхнями ярем виду (рис. 1, в) і ЕМС з круговими УК стрижнів і стиковим магнітопроводом (рис. 2) індекси *ii* замінюються позначеннями $KP_{cu(al)}$. Значення ПТР $\Pi_{iKKcu(al)}^*$ і $\Pi_{iKPcu(al)}^*$ визначаються для значень

$K_{kk} = 0,851, K_{kk} = 0,861, K_{kk} = 0,931$, що відповідає трьом, чотирьом і шістнадцяти пакетам ЕТС в половині кола.

Для ЕМС з восьмигранними УК стрижнів і ярем (рис. 3, а) з оптимізаційним складовим ЦФ [11, 12] індекси *ii* приймають позначення $ВВ_{cu(al)}$. Значення ПТР $\Pi_{iВВcu(al)}^*$ і $\Pi_{iВPcu(al)}^*$ відповідно визначаються при $K_{kb} = 0,851, K_{kb} = 0,861, K_{kb} = 0,931$, і $K_{kb} = 1$. Обрання для восьмигранного контуру при трьох сходінках (рис. 3, а) замість $K_{kb3} = 0,9$ значень 0,851 і 0,861 (утворюються на відміну від рис. 3, а пакетами різної товщини) обумовлено міркуванням адекватності порівняння.

Кількість і розміри пакетів ЕТС ярем (рис. 1, в) відповідають пакетам ЕТС стрижнів (рис. 1, б і рис. 3,а).

Результати оптимізаційних розрахунків показників $\Pi_{iiccu(al)}^*$ рівнянь (13)–(18) при $K_b = 0,3, K_b = 0,25$ і $K_b = 0,15$ (класи напруги 1 кВ, 10 кВ і 110 кВ) наведені в табл. 1–12 та на рис. 4–6.

Таблиця 1 – Екстремуми показників маси варіантів систем з мідними обмотками та круговими утворюючими контурами стрижнів, що відрізняються круговими контурами та плоскими внутрішніми поверхнями ярем

$K_b,$ о.е.	Π_{iKKcu}^* , о.е.		Π_{iKPcu}^* , о.е.		Π_{iKKcu}^* , о.е.		Π_{iKPcu}^* , о.е.		Π_{iKKcu}^* , о.е.		Π_{iKPcu}^* , о.е.		
	K_{kk}												
	0,851				0,861				0,931				
	cu		%		cu		%		cu		%		cu
0,3	29,06	3,7	28,03	28,99	3,6	27,97	28,51	3,6	27,52				
0,25	30,64	3,5	29,59	30,57	3,5	29,53	30,09	3,4	29,09				
0,15	35,89	3,1	34,82	35,81	3,1	34,75	35,34	3,0	34,31				

Таблиця 2 – Екстремуми показників маси варіантів систем с алюмінієвими обмотками та круговими утворюючими контурами стрижнів, що відрізняються круговими контурами та плоскими внутрішніми поверхнями ярем

$K_b,$ о.е.	Π_{iKKale}^* , о.е.		Π_{iKPale}^* , о.е.		Π_{iKKale}^* , о.е.		Π_{iKPale}^* , о.е.		Π_{iKKale}^* , о.е.		Π_{iKPale}^* , о.е.		
	K_{kk}												
	0,851				0,861				0,931				
	al		%		al		%		al		%		al
0,3	17,34	2,7	16,89	17,31	2,7	16,86	17,1	2,5	16,68				
0,25	18,50	2,6	18,04	18,47	2,5	18,02	18,27	2,5	17,83				
0,15	22,37	2,1	21,91	22,34	2,1	21,88	22,14	2,1	21,69				

Таблиця 3 – Екстремуми показників вартості варіантів систем з мідними обмотками та круговими утворюючими контурами стрижнів, що відрізняються круговими контурами та плоскими внутрішніми поверхнями ярем

$K_b,$ о.е.	Π_{2KKcu}^* , о.е.		Π_{2KPcu}^* , о.е.		Π_{2KKcu}^* , о.е.		Π_{2KPcu}^* , о.е.		Π_{2KKcu}^* , о.е.		Π_{2KPcu}^* , о.е.				
	K_{kk}														
	0,851				0,861				0,931						
	C_{cu}/C_c		%		C_{cu}/C_c		%		C_{cu}/C_c		%		C_{cu}/C_c		
	3	4,7			3	4,7			3	4,7			3	4,7	
0,3	50,3	64,2	4,8	48,1	61,2	50,1	64,0	4,9	47,9	60,9	49,0	62,5	4,7	46,9	59,6
0,25	52,4	66,6	4,6	50,1	63,5	52,2	66,3	4,7	49,9	63,3	51,1	64,8	4,6	48,9	61,9
0,15	59,3	74,4	4,3	57,0	71,2	59,2	74,2	4,4	56,8	71,0	58,1	72,6	4,2	55,8	69,6

Таблиця 4 – Екстремуми показників вартості варіантів систем з алюмінієвими обмотками та круговими утворюючими контурами стрижнів, що відрізняються круговими контурами та плоскими внутрішніми поверхнями ярем

$K_b,$ о.е.	Π_{2KKale}^* , о.е.		Π_{2KPale}^* , о.е.		Π_{2KKale}^* , о.е.		Π_{2KPale}^* , о.е.		Π_{2KKale}^* , о.е.		Π_{2KPale}^* , о.е.				
	K_{kk}														
	0,851				0,861				0,931						
	C_{al}/C_c		%		C_{al}/C_c		%		C_{al}/C_c		%		C_{al}/C_c		
	3	4,7			3	4,7			3	4,7			3	4,7	
0,3	27,8	34,3	3,8	26,8	33,0	27,7	34,2	3,9	26,7	32,9	27,2	33,6	3,7	26,3	32,3
0,25	29,3	36,1	3,7	28,3	34,7	29,2	35,9	3,7	28,2	34,6	28,8	35,3	3,5	27,8	34,1
0,15	34,4	41,8	3,4	33,4	40,4	34,3	41,7	3,3	33,3	40,3	33,9	41,1	3,2	32,9	39,8

Таблиця 5 – Екстремуми показників втрат варіантів систем з мідними обмотками та круговими утворюючими контурами стрижнів, що відрізняються круговими контурами та плоскими внутрішніми поверхнями ярем

К _в , о.е.	П* _{ЗКК_{сue}} , о.е.				П* _{ЗКП_{сue}} , о.е.				П* _{ЗКК_{сue}} , о.е.				П* _{ЗКП_{сue}} , о.е.				П* _{ЗКК_{сue}} , о.е.				П* _{ЗКП_{сue}} , о.е.			
	К _{кк}																							
	0,851								0,861								0,931							
	C _{cu} /C _c				%	C _{cu} /C _c				%	C _{cu} /C _c				%	C _{cu} /C _c				%	C _{cu} /C _c			
	3	8	24			3	8	24			3	8	24			3	8	24			3	8	24	
0,3	50,3	87,2	171,5	5,5	48,1	82,8	162,0	50,1	86,8	170,8	5,5	47,9	82,5	161,3	49,1	84,6	165,7	5,5	46,9	80,4	156,5			
0,25	52,4	89,8	175,1	5,3	50,1	85,5	165,5	52,2	89,5	174,3	5,4	49,9	85,1	164,8	51,1	87,3	169,2	5,4	48,9	83,0	160,0			
0,15	59,3	98,8	186,9	1,5	57,0	94,3	177,2	59,2	86,8	186,2	1,5	56,9	93,9	176,4	58,1	84,6	181,1	1,4	55,9	91,9	171,7			

Таблиця 6 – Екстремуми показників втрат варіантів систем з алюмінієвими обмотками та круговими утворюючими контурами стрижнів, що відрізняються круговими контурами та плоскими внутрішніми поверхнями ярем

К _в , о.е.	П* _{ЗКК_{ale}} , о.е.				П* _{ЗКП_{ale}} , о.е.				П* _{ЗКК_{ale}} , о.е.				П* _{ЗКП_{ale}} , о.е.				П* _{ЗКК_{ale}} , о.е.				П* _{ЗКП_{ale}} , о.е.			
	К _{кк}																							
	0,851								0,861								0,931							
	C _{al} /C _c				%	C _{al} /C _c				%	C _{al} /C _c				%	C _{al} /C _c				%	C _{al} /C _c			
	3	8	24			3	8	24			3	8	24			3	8	24			3	8	24	
0,3	27,8	44,8	82,3	4,7	26,8	42,9	78,2	27,7	44,7	81,9	4,3	26,8	42,9	78,2	27,3	43,8	79,9	4,8	26,3	41,9	75,9			
0,25	29,3	46,8	84,9	4,6	28,3	44,9	80,8	29,2	46,7	84,6	4,3	28,3	44,9	80,8	28,8	45,8	82,5	4,5	27,8	43,9	78,5			
0,15	34,4	53,4	93,6	4,1	33,4	51,5	89,4	34,3	53,3	93,3	3,8	33,4	51,5	89,4	33,9	52,4	91,2	4,2	32,9	50,5	87,1			

Таблиця 7 – Екстремуми показників маси варіантів систем з мідними обмотками та восьмигранними утворюючими контурами стрижнів, що відрізняються восьмигранними контурами та плоскими внутрішніми поверхнями ярем

К _в , о.е.	П* _{1ВВ_{сue}} , о.е.		П* _{1ВП_{сue}} , о.е.		П* _{1ВВ_{сue}} , о.е.		П* _{1ВП_{сue}} , о.е.		П* _{1ВВ_{сue}} , о.е.		П* _{1ВП_{сue}} , о.е.		П* _{1ВВ_{сue}} , о.е.		П* _{1ВП_{сue}} , о.е.		
	К _{кв}																
	0,851				0,861				0,931				1				
	cu		%	cu		%	cu		%	Cu		%	cu		%	cu	
	3	4,7		3	4,7		3	4,7		3	4,7		3	4,7		3	4,7
0,3	26,3	1,5	25,9	26,2	1,2	25,9	25,7	1,2	25,4	25,3	1,2	25,0					
0,25	27,6	1,1	27,3	27,5	1,1	27,2	26,9	1,0	26,7	26,6	1,1	26,3					
0,15	31,9	1,0	31,6	31,8	1,0	31,6	31,3	0,6	31,1	30,9	0,6	30,7					

Таблиця 8 – Екстремуми показників маси варіантів систем з алюмінієвими обмотками та восьмигранними утворюючими контурами стрижнів, що відрізняються восьмигранними контурами та плоскими внутрішніми поверхнями ярем

К _в , о.е.	П* _{1ВВ_{ale}} , о.е.		П* _{1ВП_{ale}} , о.е.		П* _{1ВВ_{ale}} , о.е.		П* _{1ВП_{ale}} , о.е.		П* _{1ВВ_{ale}} , о.е.		П* _{1ВП_{ale}} , о.е.		П* _{1ВВ_{ale}} , о.е.		П* _{1ВП_{ale}} , о.е.		
	К _{кв}																
	0,851				0,861				0,931				1				
	al		%	al		%	al		%	Al		%	al		%	al	
	3	4,7		3	4,7		3	4,7		3	4,7		3	4,7		3	4,7
0,3	15,3	0,7	15,2	15,2	0,7	15,1	15,0	0,7	14,9	14,9	0,7	14,8					
0,25	16,2	0,6	16,1	16,2	0,6	16,1	16,0	0,6	15,9	15,8	0,6	15,7					
0,15	19,5	0,5	19,3	19,4	0,5	19,3	19,2	0,5	19,1	19,1	0,5	18,9					

Таблиця 9 – Екстремуми показників вартості варіантів систем з мідними обмотками та восьмигранними утворюючими контурами стрижнів, що відрізняються восьмигранними контурами та плоскими внутрішніми поверхнями ярем

К _в , о.е.	П* _{2ВВ_{сue}} , о.е.		П* _{2ВП_{сue}} , о.е.		П* _{2ВВ_{сue}} , о.е.		П* _{2ВП_{сue}} , о.е.		П* _{2ВВ_{сue}} , о.е.		П* _{2ВП_{сue}} , о.е.		П* _{2ВВ_{сue}} , о.е.		П* _{2ВП_{сue}} , о.е.					
	К _{кв}																			
	0,851				0,861				0,931				1							
	C _{cu} /C _c		%	C _{cu} /C _c		%	C _{cu} /C _c		%	C _{cu} /C _c		%	C _{cu} /C _c		%	C _{cu} /C _c				
	3	4,7		3	4,7		3	4,7		3	4,7		3	4,7		3	4,7			
0,3	46,6	60,1	1,4	46,0	59,4	46,4	59,9	1,4	45,8	59,1	45,3	58,4	1,3	44,8	57,6	44,4	57,1	1,4	43,8	56,3
0,25	48,3	62,1	1,3	47,7	61,3	48,1	61,8	1,2	47,6	61,0	47,0	60,3	1,1	46,5	59,6	46,1	58,9	1,2	45,6	58,2
0,15	54,0	68,5	1,1	53,5	67,7	53,9	68,3	1,1	53,3	67,5	52,8	66,7	1,1	52,2	65,9	51,8	65,4	1,0	51,3	64,7

Таблиця 10 – Екстремуми показників вартості варіантів систем з алюмінієвими обмотками та восьмигранними утворюючими контурами стрижнів, що відрізняються восьмигранними контурами та плоскими внутрішніми поверхнями ярем

К _в , о.е.	Π* _{2ВВале} , о.е.		Π* _{2ВПале} , о.е.		Π* _{2ВВале} , о.е.		Π* _{2ВПале} , о.е.		Π* _{2ВВале} , о.е.		Π* _{2ВПале} , о.е.		Π* _{2ВВале} , о.е.		Π* _{2ВПале} , о.е.					
	K _{кв}																			
	0,851				0,861				0,931				1							
	C _{ал} /C _с		%	C _{ал} /C _с		%	C _{ал} /C _с		%	C _{ал} /C _с		%	C _{ал} /C _с		%	C _{ал} /C _с				
3	4,7	3		4,7	3		4,7	3		4,7	3		4,7	3		4,7				
0,3	25,0	31,2	1,2	24,8	30,9	24,9	31,1	1,2	24,7	30,8	24,5	30,5	1,1	24,3	30,2	24,1	29,9	1,1	23,9	29,7
0,25	26,3	32,7	1,0	26,0	32,3	26,2	32,6	1,0	25,9	32,2	25,8	31,9	1,0	25,5	31,6	25,4	31,4	1,0	25,2	31,1
0,15	30,5	37,4	0,7	30,3	37,1	30,5	37,3	0,9	30,2	37,0	30,0	36,7	0,7	29,8	36,4	29,6	36,2	0,9	29,4	35,9

Таблиця 11 – Екстремуми показників втрат варіантів систем з мідними обмотками та восьмигранними утворюючими контурами стрижнів, що відрізняються восьмигранними контурами та плоскими внутрішніми поверхнями ярем

К _в , о.е.	Π* _{3ВВсue} , о.е.			Π* _{3ВПсue} , о.е.			Π* _{3ВВсue} , о.е.			Π* _{3ВПсue} , о.е.			Π* _{3ВВсue} , о.е.			Π* _{3ВПсue} , о.е.												
	K _{кв}																											
	0,851						0,861						0,931						1									
	C _{сu} /C _с			%	C _{сu} /C _с			%	C _{сu} /C _с			%	C _{сu} /C _с			%	C _{сu} /C _с			%	C _{сu} /C _с			%				
3	8	24	3		8	24	3		8	24	3		8	24	3		8	24	3		8	24	3		8	24		
0,3	46,6	82,6	166,1	1,6	46,0	81,4	163,4	46,4	82,3	165,3	1,5	45,8	81,1	162,6	45,3	80,0	160,2	1,5	44,8	78,9	157,6	44,4	78,0	155,6	1,5	43,8	76,9	153,1
0,25	48,3	84,8	169,0	1,5	47,7	83,6	166,3	48,1	84,5	168,2	1,4	45,6	83,3	165,5	47,0	82,2	163,0	1,4	46,5	81,1	160,5	46,1	80,2	158,5	1,4	45,6	79,1	156,0
0,15	54,1	92,2	178,7	1,4	53,5	90,9	175,9	53,9	91,8	177,9	1,3	53,3	90,6	170,4	52,8	89,5	172,7	1,3	52,2	88,4	170,1	51,8	87,5	168,2	1,4	51,3	86,4	165,6

Таблиця 12 – Екстремуми показників втрат варіантів систем з алюмінієвими обмотками та восьмигранними утворюючими контурами стрижнів, що відрізняються восьмигранними контурами та плоскими внутрішніми поверхнями ярем

К _в , о.е.	Π* _{3ВВале} , о.е.			Π* _{3ВПале} , о.е.			Π* _{3ВВале} , о.е.			Π* _{3ВПале} , о.е.			Π* _{3ВВале} , о.е.			Π* _{3ВПале} , о.е.												
	K _{кв}																											
	0,851						0,861						0,931						1									
	C _{ал} /C _с			%	C _{ал} /C _с			%	C _{ал} /C _с			%	C _{ал} /C _с			%	C _{ал} /C _с			%								
3	8	24	3		8	24	3		8	24	3		8	24	3		8	24	3		8	24						
0,3	25,0	41,4	77,8	1,2	24,8	40,9	76,7	24,9	41,2	77,5	1,3	24,7	40,7	76,4	24,5	40,3	75,4	1,3	24,3	39,8	74,3	24,1	39,5	73,5	1,3	23,9	39,0	72,5
0,25	26,3	42,9	79,9	1,2	26,0	42,5	78,8	26,2	42,8	79,6	1,1	25,9	42,4	78,5	25,8	41,9	77,5	1,2	25,5	41,4	76,5	25,4	41,1	75,7	1,3	25,2	40,6	74,6
0,15	30,5	48,4	87,1	1,2	30,3	47,9	86,0	30,5	48,3	86,8	1,0	30,2	47,8	85,7	30,0	47,4	84,7	1,0	29,8	46,9	83,6	29,6	46,5	82,8	1,1	29,4	46,1	81,8

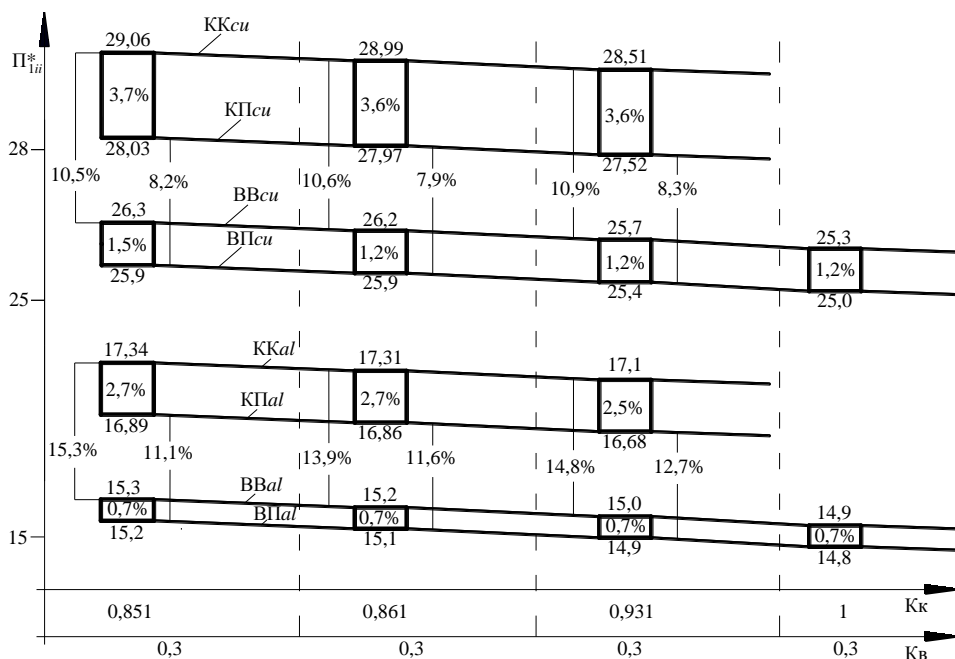


Рис. 4 – Значення екстремумів показників маси варіантів електромагнітних систем з круговими та восьмигранними утворюючими контурами стрижнів

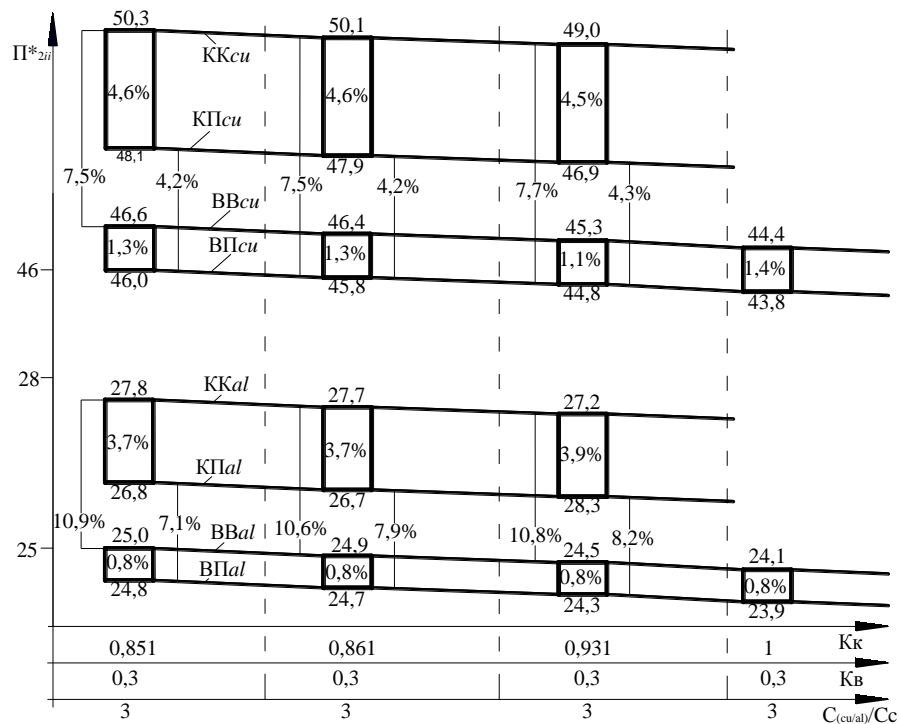


Рис. 5 – Значення екстремумів показників вартості варіантів електромагнітних систем з круговими та восьмигранними утворюючими контурами стрижнів

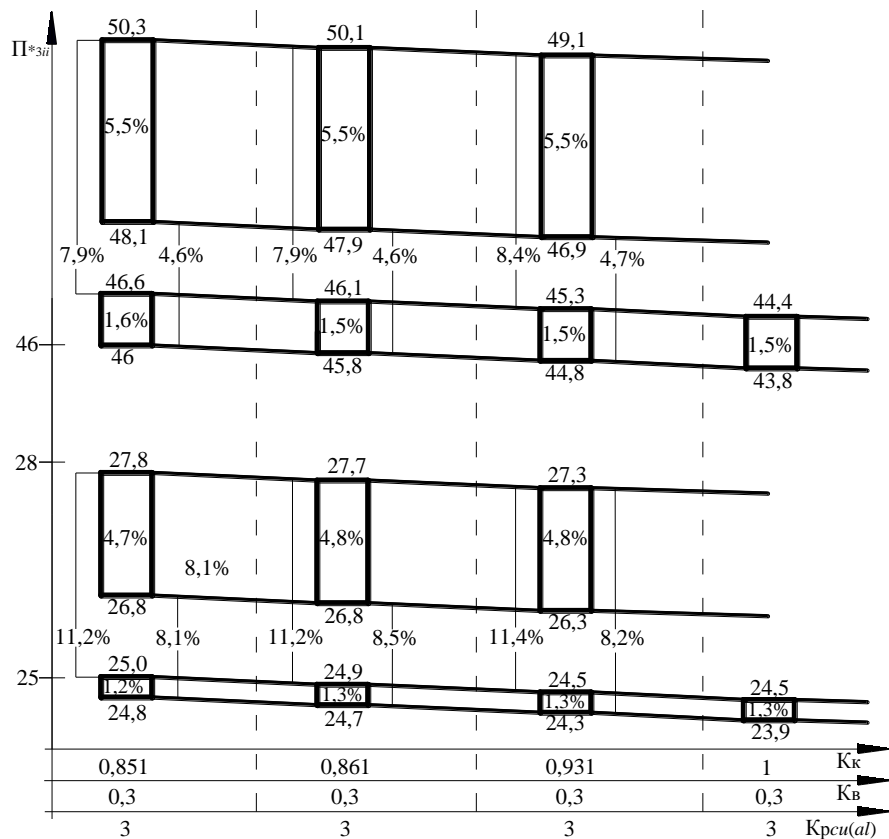


Рис. 6 – Значення екстремумів показників втрат варіантів електромагнітних систем з круговими та восьмигранними утворюючими контурами стрижнів

Наведені вище результати розрахунків свідчать про можливість енергоресурсозбереження при виробництві ТТ і ТР у випадку заміни кругових УК стрижнів і обмоткових котушок на восьмигранні УК.

Висновки.

1. Заміна в традиційних ЕМС (рис. 1, а) кругових УК ярем (рис. 1, б) на контури схеми (рис. 1, в) призводить до покращення екстремальних значень показників маси, вартості і втрат. При мідних і алюмінієвих обмотках та при K_k , що приймає значення 0,851, 0,861 і 0,931 вказані ПТР покращуються відповідно на (3,1–3,6) %, (3,2–4,8) % і (1,5–4,5) % та на (2,1–2,7) %, (3,4–4,0) % і (4,1–4,7) %;

2. Заміна кругових УК стрижнів на восьмигранні при плоских внутрішніх поверхнях ярем призводить до покращення відносно аналогу (рис. 1, а) вказаних в п. 1 показників при аналогічних значеннях K_k . При мідних і алюмінієвих обмотках ПТР покращуються відповідно на (8,7–10,9) % (3,5–6,1) % і (1,2–3,1) % та на (11,3–13,5) %, (7,0–9,3) % і (4,3–6,4) %.

3. Заміна кругових УК стрижнів ($K_k=0,931$) на восьмигранні ($K_k=1$) при плоских внутрішніх поверхнях ярем призводить до більш суттєвого покращення ПТР, які при мідній і алюмінієвій обмотках покращуються відповідно на (10,1–11,8) % (6,0–7,8) % і (3,6–5,3) %; та на (12,7–14,8) %, (9,2–11,0) % і (6,4–8,5) %.

Список літератури

1. Энергосбережение в Европе: применение энергоэффективных трансформаторов (перепечатано с сокращениями из издания Европейского института меди, тема «В» совместного с Европейской комиссией проекта № STR – 1678 – 98 – BE). Перевод с английского Е. В. Мельниковой, редактор перевода В. С. Ионов // Энергосбережение. – 2003. – № 6 – С. 14–15, 2004. – № 1 – С. 61–65.
2. Ставинский А. А. Проблема и направления дальнейшей эволюции устройств электромеханики / А. А. Ставинский // Электротехника и электромеханика. – 2004. – № 1. – С. 54–61.
3. Костинский С. С. Обзор состояния отрасли трансформаторного производства и тенденций развития конструкции силовых трансформаторов / С. С. Костинский // Известия высших учебных заведений. Проблемы энергетики. – 2018. том 20. – № 1–2. – С. 14–32.
4. Ставинский А. А. Направления усовершенствования индукционных статических электромагнитных систем с многоплоскостными образующими поверхностями и метод их структурной оптимизации / А. А. Ставинский, Р. А. Ставинский, О. О. Плахтырь, А. Н. Цыганов // Вісник НТУ «ХП», Збірник наукових праць. Серія : Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика. – Харків : НТУ «ХП». – 2008. – № 40. – 160 с.
5. Ставинский А. А. Оптимизационный сравнительный анализ структур статических электромагнитных систем. Ч.1. Варианты и метод оценки преобразований / А. А. Ставинский, Р. А. Ставинский, Е. А. Авдеева // Электричество. – 2014. – № 9. – С. 34–43.
6. W. M. Flanagan. Handbook of transformers designand application / W. M. Flanagan. – Boston : Mc Graw Hill, 1993. – 232 p.
7. Тихомиров П. М. Расчет трансформаторов: Учебное пособие для вузов / П. М. Тихомиров. – М. : Альянс, 2013. – 528 с.
8. Лазарев В. И. Обобщение результатов исследований по проблеме электродинамической стойкости силовых трансформаторов / В. И. Лазарев // Технічна електродинаміка. – 2005. – № 1. – С. 53–60.
9. Пат. 39631 Україна МПК НО1F27/28 ; НО1F27/30 ; НО1F27/32. Обмотка індукційного статичного пристрою / А. А. Ставинський, Р. А. Ставинський, О. М. Циганов – №u200809425 ; Заявл. 18.07.2008 ; Опубл. 10.03.2009. Бюл. № 5.
10. Пат. 121405 Україна, МПК (2017) НО1F27/28, НО1F27/30, НО1F27/32. Планарний магнітопровід індукційного статичного

пристрою / А. А. Ставинський, Р. А. Ставинський, О. М. Циганов, О. С. Циганова (Україна) – u200809425 ; заявл. 19.04.2017 ; опубл. 11.12.2017, Бюл. № 5.

11. Ставинский А. А. Сравнительный анализ массоинерционных показателей планарных трехфазных электромагнитных систем с круговыми и восьмигранными образующими контурами стержней / А. А. Ставинский, Р. А. Ставинский, А. Н. Цыганов // Электротехнічні та комп'ютерні системи. – 2012. – № 5 (81). – С. 106–112.
12. Ставинский А. А. Сравнительный анализ потерь трехфазных трансформаторов с круговыми и восьмигранными образующими контурами стержней планарных магнитопроводов / А. А. Ставинский, Р. А. Ставинский, А. Н. Цыганов // Электротехнічні і комп'ютерні системи. – 2012. – № 7(77). – С. 47–52.
13. Ставинський А. А. Порівняння трифазних трансформаторів з прямокутними і круговими контурами стрижнів планарних шихтованих магнітопроводів (втрати активної потужності) / А. А. Ставинський, О. А. Авдєєва, О. М. Циганов, [та ін.] // Вісник НТУ "ХП", Збірник наукових праць. Серія : Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії. – Харків: НТУ "ХП". – 2019. № 4. – С. 44–49. Doi:10.20998/2409-9295.2019.4.06

References (transliterated)

1. *Energosberezhenie v Evrope: primenenie energoeffektivnykh transformatorov (perepechatano s sokrashcheniyami iz izdaniya Evropeyskogo instituta medi, tema «V» sovmestnogo s Evropeyskoy komissiyey proekta* [Energy conservation in Europe: the use of energyefficient transformers (reprinted with abbreviations from the publication of the European Copper Institute, topic “B” of the joint project with the European Commission)] № STR–1678–98–BE). Perевod s angliyskogo E. V. Melnikovoy, redaktor perevoda V. S. Ionov // *Energosberezhenie*. 2003, no. 6, pp. 14–15, 2004, no. 1, pp. 61–65. (Rus)
2. Stavinskiy A. A. Problema i napravleniya dalneyshey evolyutsii ustroystv elektromekhaniki [The problem and directions of the further evolution of electromechanical devices] *Elektrotehnika i elektromekhanika*. 2004, no. 1, pp. 54–61. (Rus)
3. Kostinskiy S. S. Obzor sostoyaniya otrasli transformatornogo proizvodstva i tendentsiy razvitiya konstruksii silovykh transformatorov [Overview of the state of the transformer industry and trends in the design of power transformers] *Izvestiya vysshikh uchebnykh zavedeniy. Problemy energetiki*. 2018, vol. 20, no. 1–2, pp. 14–32. (Rus)
4. Stavinskiy A. A., Stavinsky R. A., Plakhtyr O. O., Tsyganov A. N. Napravleniya usovershenstvovaniya induktsionnykh staticheskikh elektromagnitnykh sistem s mnogoploskostnymi obrazuyushchimi poverkhnostyami i metod ikh strukturnoy optimizatsii [Directions of improvement of induction static electromagnetic systems with multiple plane generating surfaces and the method of their structural optimization] *Visnyk NTU «KhPI», Zbirnyk naukovykh prats. Seriya : Problemy udoskonalennya elektrychnykh mashyn i aparativ. Teoriya i praktyka. Kharkiv : NTU «KhPI»*. 2008, no. 40, 160 p. (Rus)
5. Stavinskiy A. A., Stavinskiy R. A., Avdeeva E. A. *Optimizatsionnyy sravnitel'nyy analiz struktur staticheskikh elektromagnitnykh sistem. Ch.1. Varianty i metod otsenki preobrazovaniy* [Optimization comparative analysis of the structures of static electromagnetic systems. Part 1. Options and method for evaluating transformations] *Elektrichestvo*. 2014, no. 9, pp. 34–43. (Rus)
6. Flanagan W. M. Handbook of transformers designand application. Boston, Mc Graw Hill, 1993, 232 p.
7. Tikhomirov P. M. *Raschet transformatorov* : [Transformer Calculation] *Uchebnoe posobie dlya vuzov*. Moscow, Alyans, 2013, 528 p. (Rus)
8. Lazarev V. I. Obobshchenie rezultatov issledovaniy po probleme elektrodinamicheskoy stoykosti silovykh transformatorov [Generalization of research results on the problem of electrodynamic resistance of power transformers] *Tekhnichna elektrodynamika*. 2005, no. 1, pp. 53–60. (Rus)
9. *Pat. 39631 Ukrayina MPK HO1F27/28 ; HO1F27/30 ; HO1F27/32. Obmotka induktsionnoho statychnoho prystroyu* / A. A. Stavynskyy, R. A. Stavynskyy, O. M. Tsyhanov №u200809425 ; Zayavl. 18.07.2008 ; Opubl. 10.03.2009. Byul. no. 5. (Ukr)
10. *Pat. 121405 Ukrayina MPK (2017) HO1F27/28, HO1F27/30, HO1F27/32. Planarnyy mahnitoprovod induktsionnoho statychnoho prystroyu* / A. A. Stavynskyy, R. A. Stavyn'skyy, O. M. Tsyhanov,

- O. S. Tsyhanova (Ukrayina) u200809425 ; Zayavl. 19.04.2017 ; Opubl. 11.12.2017, Byul. no. 5. (Ukr)
11. Stavinskiy A. A., Stavinskiy R. A., Tsyganov A. N. Sravnitel'nyy analiz massostoimostnykh pokazateley planarnykh trekhfaznykh elektromagnitnykh sistem s krugovymi i vos'migrannymi obrazuyushchimi konturami sterzhney [Comparative analysis of mass-value indicators of planar three-phase electromagnetic systems with circular and octagonal generatrix contours of rods] *Elektrotekhnichni ta kompyuterni systemy*. 2012, no. 5 (81), pp. 106–112. (Rus)
 12. Stavinskiy A. A., Stavinskiy R. A., Tsyganov A. N. Sravnitel'nyy analiz poter trekhfaznykh transformatorov s krugovymi i vos'migrannymi obrazuyushchimi konturami sterzhney planarnykh magnetoprovodov [Comparative analysis of losses of three-phase transformers with circular and octagonal generatrix contours of the rods of planar magnetic cores] *Elektrotekhnichni i kompyuterni systemy*. 2012, no. 7 (77), pp. 47–52. (Rus)
 13. Stavynskyy A. A., Avdyeyeva O. A., Tsyhanov O. M., [et al.] Porivnyannya tryfaznykh transformatoriv z pryamokutnyymi i kruhovymy konturamy stryzhniv planarnykh shykhtovanykh mahnitoprovodiv (vraty aktivnoyi potuzhnosti) [Porting of three-phase transformers with rectilinear and circular contours of shears of planar sheathed magnetic conductors (one-third of active work)] *Visnyk NTU "KhPI", Zbirnyk naukovykh prats. Seriya : Elektrychni mashyny ta elektromekhanichne peretvorennya enerhiyi. Kharkiv : NTU "KhPI"*. 2019, no. 4, pp. 44–49. (Ukr.) doi: 10.20998/2409-9295.2019.4.06

Надійшла (received) 31.01.2020

Бібліографічні описи / Библиографические описания / Bibliographic descriptions

Цыганов О. М. Залежність показників трифазних трансформаторів і реакторів від заповнення сталлю кругових і восьмигранних контурів стрижнів планарних шихтованих магнітопроводів / О. М. Цыганов // Вісник Національного технічного університету «ХПІ». Серія: «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії». – 2020. – № 3 (1357). – С. 15-23. – doi:10.20998/2409-9295.2020.3.03.

Цыганов А. Н. Зависимость показателей трехфазных трансформаторов и реакторов от заполнения сталью круговых и восьмигранных контуров стержней планарных шихтованных магнитопроводов / А. Н. Цыганов // Вісник Національного технічного університету «ХПІ». Серія: «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії». – 2020. – № 3(1357). – С. 15-23. – doi:10.20998/2409-9295.2020.3.03.

Tsyganov A. N. Dependence of the three-phase transformers and reactors indicators from the steel filling of the circular and eight-plane contours of the rod of planar mixed magnetic wires / A. N. Tsyganov // Bulletin of NTU "KhPI". Series: «Electric machines and electromechanical energy conversion» – 2020. – No. 3 (1357). – P. 15-23. – doi:10.20998/2409-9295.2020.3.03.

Відомості про авторів / Сведения об авторах / About the Authors

Цыганов Олександр Миколайович (Цыганов Александр Николаевич, Tsyganov Alexander Nikolaevich) – Миколаївський національний аграрний університету, асистент кафедри електроенергетики, електротехніки та електромеханіки, м. Миколаїв, Україна, тел. (066)353-81-01, ORCID: 0000-0003-0424-6086; e-mail: potomkinske@gmail.com.

В. Т. ЧЕМЕРИС, І. О. БОРОДІЙ

ВПЛИВ СКІНЧЕННОЇ ШВИДКОСТІ ПРОНИКНЕННЯ ПОЛЯ В ОСЕРДЯ НА ЛІНІЙНІСТЬ ФУНКЦІЇ ПЕРЕДАЧІ ІМПУЛЬСНИХ ТРАНСФОРМАТОРІВ

Розглянуто проникнення поля в дрібно-шихтоване магнітне осердя імпульсного трансформатора або індуктора прискорювача електронних пучків. При числовому моделюванні цього процесу вважається, що спосіб збудження поля є типовим для таких трансформаторів, тобто здійснюється завдяки тому, що на первинну обмотку подаються прямокутні імпульси напруги, а струм намагнічування має форму трикутних імпульсів. Показано, що на початковій стадії збудження поля магнітний потік концентрується в зонах, розташованих поблизу границь поперечного перерізу осердя, що має наслідком порушення лінійності зростання магнітного потоку в часі. Для покращення лінійності функції передачі імпульсних трансформаторів запропоновано метод корекції форми імпульсів струму намагнічування.

Ключові слова: дрібно-шихтоване осердя, імпульсний індуктор, функція передачі, трикутний струм намагнічування, кінцева швидкість дифузії поля, концентрація потоку на границях, порушення лінійності збільшення потоку, корекція імпульсу намагнічування, поліпшення лінійності.

Рассмотрено проникновения поля в мелко-шихтованный магнитный сердечник импульсного трансформатора или индуктора ускорителя электронных пучков. При числовом моделировании этого процесса считается, что способ возбуждения поля является типичным для таких трансформаторов, то есть осуществляется благодаря тому, что на первичную обмотку подаются прямоугольные импульсы напряжения, а ток намагничивания имеет форму треугольных импульсов. Показано, что на начальной стадии возбуждения поля магнитный поток концентрируется в зонах, расположенных вблизи границ поперечного сечения сердечника, что влечет нарушение линейности роста магнитного потока во времени. Для улучшения линейности функции передачи импульсных трансформаторов предложен метод коррекции формы импульсов тока намагничивания.

Ключевые слова: мелко-шихтованный сердечник, импульсный индуктор, функция передачи, треугольный ток намагничивания, конечная скорость диффузии поля, концентрация потока на краях, нарушение линейности возрастания потока, коррекция импульса намагничивания, улучшение линейности.

A penetration of the magnetic field into thin-laminated core of the pulsed transformer or inductor of electronic beam accelerator is under consideration in the paper. The mode of the field excitation at the numerical simulation of this process is supposed typical for such transformer, namely, with applied rectangular pulse of voltage to the primary winding and triangle pulse of magnetizing current. The numerical model of non-stationary electromagnetic process of magnetic field diffusion into the laminated core has been realized in the medium of professional software QuickField v. 3.5. The solution of 2D equation of magnetic field diffusion has been obtained with using of standard algorithm of thermal diffusion at application of reversible magnetization curve of ferromagnetics. There is shown that at the initial stage of the field excitation magnetic flux is concentrated in the zones near the border of the core cross section, what yields to the violation of linear growing of magnetic flux. The method of magnetizing current pulse correction is proposed for improvement of linear transmission function of the pulsed transformer.

Keywords: thin-laminated core, pulsed inductor, transmission function, triangle magnetizing current, finite speed of field diffusion, concentration of flux at the edges, violation of flux increase linearity, correction of magnetizing pulse, linearity improvement.

Вступ. Циліндричні магнітні осердя у вигляді кільця, намотаного з феромагнітної стрічки, мають широкі застосування в пристроях імпульсної техніки, перш за все таких, як індукційні прискорювачі потоків електронів або високочастотні трансформатори перетворювачів параметрів електромагнітної енергії. Через високу швидкість перемагнічування в таких осердях застосовуються сучасні аморфні феромагнітні матеріали такого типу як, наприклад, Metglas [1 – 3]. Збудження імпульсного поля в такому осерді має свою особливість, пов'язану з наявністю розподіленої електричної ємності по об'єму осердя. Вона обумовлена присутністю шарів ізоляційного матеріалу між шарами феромагнетика. В якості ізоляції використовуються полімерні плівки, у яких відносна діелектрична константа може досягати 3-х або 4-х одиниць. Тому внутрішнє середовище осердя здатне виявляти хвильові властивості, які будуть особливо відчутними при швидкості перемагнічування, більшій за ~ 3 Тл/мкс. В мікросекундному діапазоні тривалості імпульсів аналіз проникнення поля в осердя може бути виконаний з позицій дифузії поля завдяки впливу питомого електричного опору феромагнітних шарів, який має рівень $\sim 10^{-6}$ Ом·м і обумовлює загасання хвильових процесів [4]. З цієї причини в даній роботі аналіз проникнення поля в поперечний переріз осердя виконано виключно на основі рівняння дифузії магнітного поля. Беручи до

уваги достатньо великий розмір внутрішнього діаметру кільцевих осердь (наприклад, в індукторах індукційних прискорювачів електронів він може досягати 15 – 20 см), здавалося припустимим робити це в декартовій системі координат. Для моделювання нестационарного електромагнітного процесу збудження магнітного поля була використана професійна версія програмного пакету QuickField v. 6.3 [5]. Магнітна індукція була задана у вигляді лінійно зростаючої функції часу вздовж контуру, який охоплював периметр поперечного перерізу осердя з врахуванням наявності невеличкого немагнітного зазору між обмоткою збудження і бічними поверхнями осердя.

Математична модель для числового моделювання осердя. При моделюванні поля в осерді була використана 2-вимірне числова модель наступного рівняння дифузії магнітного поля (подібно до того, як це було в роботі [6]:

$$D_i \cdot \left(\frac{\partial^2 B}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 B}{\partial y^2} \right) = \frac{\partial B}{\partial t}, \quad (1)$$

де $B \equiv B_z$, $D_i = \frac{1}{\mu_i \sigma_i}$ – це коефіцієнт дифузії поля,

який має різні значення для окремих шарів шихтовки пакета (феромагнетика або діелектрика). Магнітна проникність шарів феромагнетика μ_i визначалася у

© В. Т. Чемерис, І. О. Бородій, 2020

відповідності з локальними значеннями індукції з використанням типової кривої намагнічування матеріалу. Електропровідність шарів феромагнетика була задана незмінною і однаковою для всіх його шарів ($1e06$ См/м). Ізоляційні шари мали електропровідність 10 См/м. Магнітна проникність в ізоляційних шарах дорівнює $\mu_0 = 1.26e-06$ Гн/м. Поле досліджувалося в поперечному перерізі осердя з розмірами 600 мкм \times 760 мкм. В структуру пакету входило 30 шарів феромагнетика товщиною 15 мкм кожен та 29 шарів ізоляційної плівки, що мала товщину 5 мкм. Фіксований проміжок між внутрішньою поверхнею обмотки збудження та бічними поверхнями осердя дорівнював 10 мкм. Струм намагнічування, яким збуджувалося поле, мав трикутну форму, як показано на рис. 1, забезпечуючи максимальну індукцію або 1 Тл (у варіанті 1) або $2,5$ Тл (у варіанті 2). Тривалість цього процесу дорівнювала 2 мкс в обох випадках.

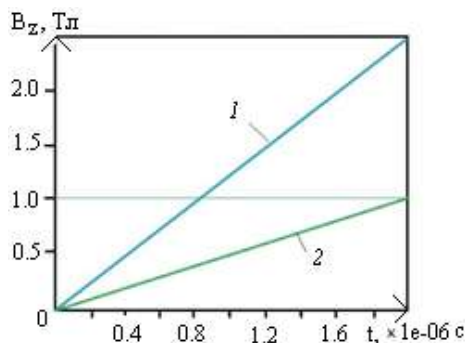


Рис. 1 – Діаграма зміни граничних значень індукції в залежності від часу на зовнішньому периметрі перерізу осердя.

На цьому часовому інтервалі вирішувалася гранична задача 1-го роду (по Діріхле). Для того, щоб використати для її рішення програмний пакет QuickField, було потрібно належним чином скоригувати існуючий в ньому алгоритм рішення нестационарної дифузії тепла. Це стало можливим завдяки формальній еквівалентності математичних рівнянь дифузії тепла та дифузії магнітного поля. При цьому виходимо з рівності коефіцієнта дифузії в електромагнітній задачі D_{EM} та коефіцієнта дифузії тепла D_{TERM} , тобто $D_{EM} = D_{TERM}$.

$$\text{Маємо } D_{EM} = \frac{1}{\mu(B) \cdot \sigma}, \quad [M^2/c];$$

$$D_{TERM} = \frac{\lambda(T)}{C \cdot \rho}, \quad [M^2/c],$$

з їхньої рівності одержуємо новий характеристичний параметр середовища:

$$\lambda(B) = \frac{C \cdot \rho}{\sigma \cdot \mu(B)} = \frac{C \cdot \rho}{\sigma} \cdot \frac{f(B)}{\mu_0} \left[\frac{\text{Дж}}{\text{с} \cdot \text{м} \cdot \text{°K}} \right].$$

$$\text{Далі можна покласти, що } \frac{C \cdot \rho}{\sigma} = 1 \left[\frac{\text{Дж} \cdot \text{Ом}}{\text{м}^2 \cdot \text{°K}} \right],$$

і визначити

$$f(B) = \frac{\mu_0}{\mu(B)} = \frac{1}{\mu_r(B)}, \quad (2)$$

де $f(B)$ є безрозмірною оберненою кривою намагнічування феромагнітного матеріалу (див. рис. 9 та табл. 1

в Додатку), яка може бути використана в алгоритмі рішення задачі про нестационарну дифузію тепла, $\mu_r(B)$ є відносна магнітна проникність феромагнетика. Щоб зберігати необхідний числовий масштаб результатів обчислень, достатньо прийняти, що 1°K в нестационарній тепловій задачі відповідає індукції 1 мТл в задачі про нестационарну дифузію магнітного поля. Згідно з обраною системою координат, листи феромагнетика вважаються розташованими в площині y, z .

Результати моделювання. Нелінійна задача дифузії електромагнітного поля в пакет осердя, що складався з 30 пластин феромагнетика, була розв'язана методом скінченних елементів на триангуляційній сітці, що мала 89863 вузли, без використання осереднених параметрів пакета. Крок по осі часу дорівнював 1 нс, загальний час рішення задачі був в межах $7 - 8$ годин на комп'ютері, який мав з двох-ядерний процесор на $2,33$ ГГц і оперативну пам'ять $3,5$ Гб. За результатами рішення для ряду послідовних моментів часу були побудовані картини розподілу магнітної індукції по всій площі перерізу осердя та графіки розподілу індукції вздовж повздовжньої та поперечної осей симетрії перерізу. Такі графіки для ситуації, коли в листах феромагнетика відсутнє насичення (бо максимальна індукція $B_{max} < 1$ Тл), показані на рис. 2, а, б.

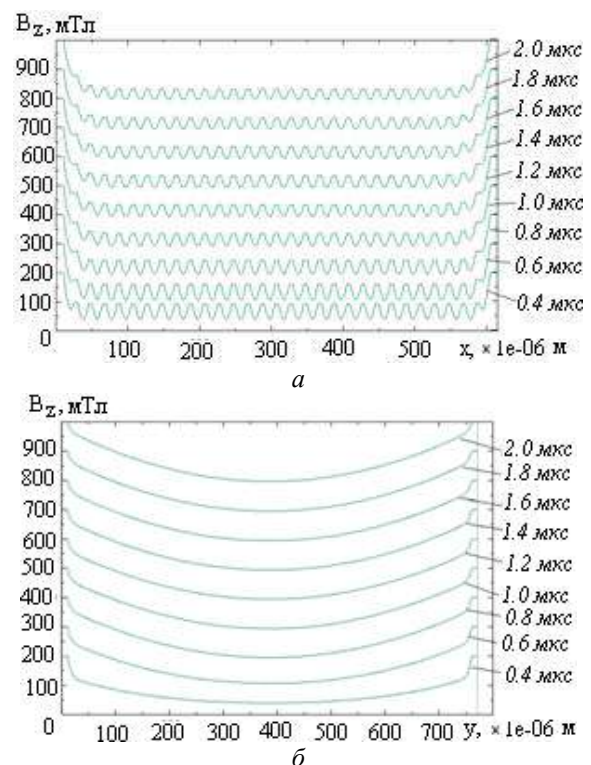


Рис. 2 – Розподіл магнітної індукції вздовж лінії симетрії, яка проведена: а – перпендикулярно та б – паралельно до площин шарів феромагнетика, $B_{max} < 1$ Тл

Такі ж графіки при наявності насичення листів феромагнетика, коли $B_{max} < 2,5$ Тл, показані на рис. 3, а, б. Як на рис. 2, так і на рис. 3 варіант (а) дає розподіл поля вздовж лінії симетрії перерізу осердя, що є перпендикулярною до площин листів феромагнетика, а варіант (б) – вздовж лінії симетрії перерізу осердя, що є паралельною площинам листів феромагнетика.

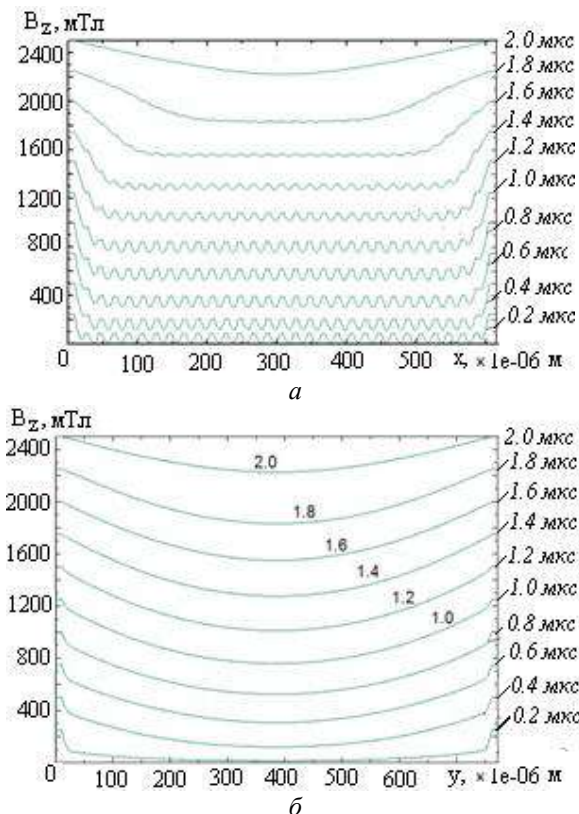


Рис. 3 – Розподіл магнітної індукції вздовж лінії симетрії, яка проведена: *a* – перпендикулярно та *б* – паралельно до площин шарів феромагнетика, $B_{max} < 2,5$ Тл

Можна зробити висновок, що дифузія поля йде переважно вздовж площини кожного листа, в напрямі від його границь до центру. Дифузія поля в напрямі, перпендикулярному до площин орієнтації листів феромагнетика, відбувається повільніше, при цьому різниця значень поля в сусідніх листах є незначною (див. рис. 2, *a*), за винятком тих листів, що знаходяться поблизу від границь перерізу (тобто біля лівого та правого границь перерізу). В цих зонах перерізу має місце певна концентрація магнітного потоку, таким чином, що значення індукції тут значно перевищують середні значення індукції в центральній зоні перерізу. На рис. 4 та рис. 5 в кольоровій шкалі показано розподіл магнітної індукції у правій верхній частині перерізу осердя в кінці процесу намагнічування, коли $t = 2$ мкс. Порівняння цих двох різних розподілів демонструє вплив насичення листів феромагнетика, коли індукція в них може досягати рівня 2,5 Тл. Якщо $B_{max} < 1$ Тл, як на рис. 4, вплив насичення помітний тільки на 1-му та 2-му листах від границь перерізу, в той час як всі інші листи тут перебувають в однаковому ненасиченому стані.

При більш високому рівні індукції, коли $B_{max} < 2,5$ Тл, як на рис. 5, кінцевий розподіл індукції виглядає так, наче шихтований пакет при $t = 2$ мкс перетворився в однорідне немагнітне середовище.

Внаслідок насичення феромагнетика структурна анізотропія пакету зникає, і процес проникнення поля відбувається так, наче пакет перестав бути двох-компонентним багатощаровим середовищем.

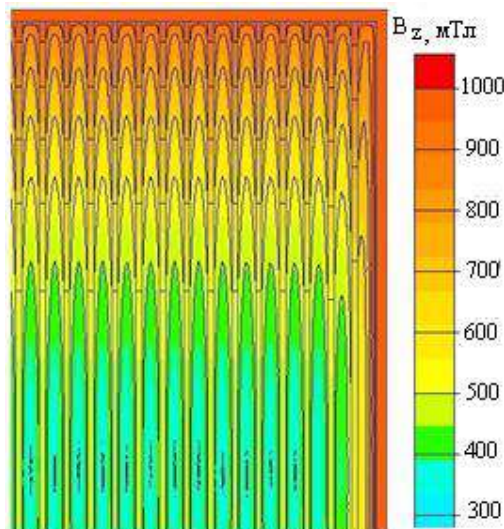


Рис. 4 – Двовимірний розподіл магнітної індукції при збудженні поля лінійно зростаючим струмом, $B_{max} < 1$ Тл

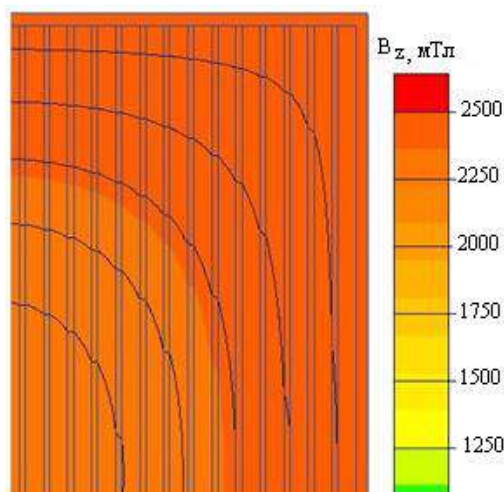
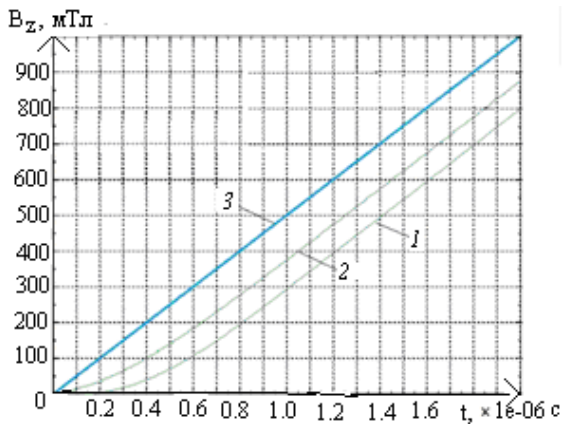
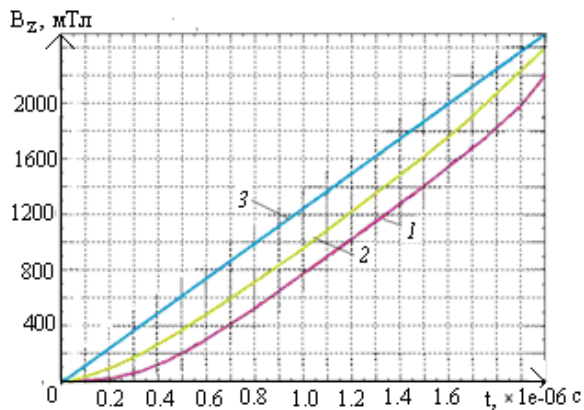


Рис. 5 – Двовимірний розподіл магнітної індукції при збудженні поля лінійно зростаючим струмом, $B_{max} < 2,5$ Тл

Вивчення дифузії поля в дрібно-шихтований пакет дозволяє встановити взаємозв'язок між швидкістю дифузії поля і лінійністю зміни магнітного потоку в осерді, як функції часу. Інтегральний калькулятор програми QuickField v.6.2 дає можливість обчислювати повний потік поля крізь будь-який замкнений контур моделі. На рис. 6 (для $B_{max} < 1$ Тл) та на рис. 7 (для $B_{max} < 2,5$ Тл) представлені результати вимірювань повного магнітного потоку крізь поперечний переріз осердя в залежності від часу. Крива 1 зображує залежність від часу локального значення магнітної індукції в центрі перерізу. Крива 2 на кожному з цих рисунків показує залежність від часу середнього значення індукції в перерізі осердя. Через концентрацію магнітного потоку в граничних зонах, яка пов'язана з недостатньою швидкістю дифузії поля, зростання повного магнітного потоку, який ми обчислюємо по середній індукції, на початковому етапі намагнічування є уповільненим (крива 2 на рис. 6), в той час як граничне значення індукції попериметру перерізу (крива 3, рис. 6) задане як строго лінійна функція часу.

Рис. 6 – Магнітна індукція як функція часу для $B_{max} < 1$ Тл

В наступні кроки часу як середня магнітна індукція, так і повний потік змінюються лінійно, але пропорційність між струмом збудження і магнітним потоком вже порушена (порівняймо лінію 2 та лінію 3 на рис. 6). Подібна ситуація спостерігається при розрахунку поля з насиченням феромагнетика, коли $B_{max} < 2,5$ Тл (рис. 7).

Рис. 7 – Магнітна індукція як функція часу для $B_{max} < 2.5$ Тл

Імпульсний трансформатор високої якості має забезпечувати лінійну зміну магнітного потоку як функцію часу для того, щоб одержати на виході імпульс напруги прямокутної форми. Поліпшення лінійності функції передачі трансформатора може бути забезпечено деяким підвищенням швидкості зростання струму збудження на початковому відрізку його зростання. Це означає, що треба здійснити корекцію форми трикутного імпульсу намагнічування. Ця корекція може бути врахована при моделюванні зміною форми імпульсу граничної умови індукції на периметрі перерізу осердя, як показано на рис. 8, де крива 1 показує відкориговану форму імпульсу струму збудження, а крива 2

показує досягнуту за рахунок цього лінійну залежність середньої в перерізі магнітної індукції від часу.

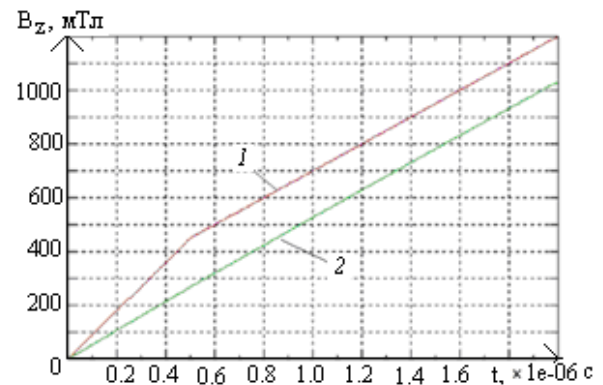
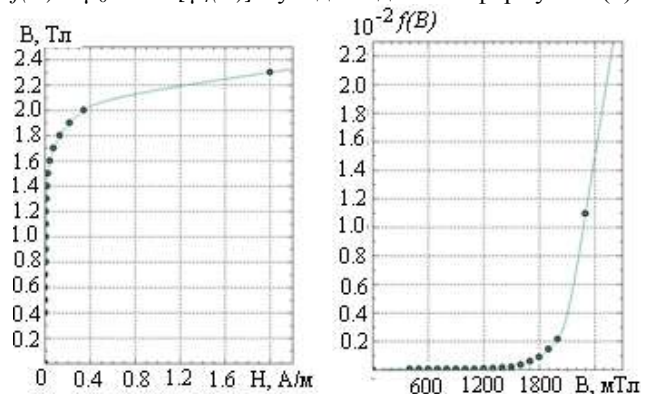


Рис. 8 – Скоригована форма імпульсу збудження поля в осерді при відсутності насичення феромагнетика

Як видно з рис. 8, крива 1, швидкість зростання струму намагнічування була збільшена на початковому відрізку часу від $t = 0$ до $t = 0,5$ мкс і далі залишалася незмінною, такою самою, як і на кривій 3, рис. 6. Завдяки такій корекції струму збудження повний магнітний потік в перерізі осердя стає лінійною функцією часу, як і середня в перерізі магнітна індукція (крива 2).

На рис. 9 представлені магнітні характеристики феромагнітного матеріалу, які були використані при виконанні числового експерименту. На лівій частині рис. 9 зображено типову характеристику намагнічування електротехнічної сталі $B(H)$. Права частина рис. 9 показує обернену криву намагнічування $f(B) = \mu_0 H/B = [\mu_r(B)]^{-1}$ у відповідності з формулою (2).

Рис. 9 – Крива намагнічування $B(H)$ та безрозмірна обернена крива $f(B)$ для феромагнітного матеріалу з врахуванням його насичення

Обидві криві на рис. 9 побудовані у відповідності з таблицею 1.

Таблиця 1 – Крива намагнічування $B(H)$ та обернена безрозмірна крива $f(B)$ для феромагнітного матеріалу (графіки на рис. 9)

Індукція B , мТл	0	400	500	600	700	800	900	1000	1100	1200
$f(B) = 1/\mu_r, \times 10^{-3}$	-	0.441	0.430	0.4431	0.470	0.500	0.556	0.632	0.741	0.885
Напруж. поля H , А/м	0	140	171	211	261	318	397	502	647	843
Індукція B , мТл	1300	1400	1500	1600	1700	1800	1900	2000	2300	
$f(B) = 1/\mu_r, \times 10^{-3}$	1.105	1.422	2.100	3.465	5.781	9.100	14.59	21.54	109.56	
Напруж. поля H , А/м	1140	1580	2500	4400	7800	13000	22000	34200	200000	

Висновки.

Двохвимірне моделювання розподілу магнітної індукції в прямокутному поперечному перерізі дрібношхтованого замкненого (зокрема, кільцевого) осердя імпульсного трансформатора (зокрема, тороїдальної конфігурації) дозволило виявити деякі особливості збудження магнітного потоку в осерді при лінійному зростанні струму намагнічування. В якості інструменту для вивчення процесу проникнення поля була використана професійна версія програмного пакету QuickField v.6.3. Структурна анізотропія осердя, обумовлена його шхтовкою, призводить до різниці в швидкості проникнення поля по взаємно ортогональних осях поперечного перерізу осердя. Поступове заповнення пластин феромагнетика магнітним потоком відбувається переважно вздовж площини їхнього розташування в осерді. Проникнення поля в напрямі, перпендикулярному до цих площин, відбувається з деяким запізненням і супроводжується локальною концентрацією потоку поблизу країв перерізу осердя при майже однорідному розподілі магнітної індукції в пластинах, розташованих в центральній частині площі перерізу осердя. В результаті лінійне зростання магнітного потоку в осерді порушується. Числовий експеримент, в якому було збільшено швидкість зростання струму на початковій ділянці формування трикутного імпульсу струму намагнічування, підтвердив можливість та ефективність такого методу компенсації порушень лінійності зростання магнітного потоку.

Список літератури

1. Metglas. Режим доступу : <http://www.metglas.com>.
2. Smith C. H., Barberi L. Dynamic magnetization of metallic glasses / C. H. Smith, L. Barberi // Proceedings of the 5th Pulsed Power Conf., 1985. – pp. 664 – 667.
3. Ertugrul N. A novel tapered rotating electrical machine topology utilizing cut amorphous magnetic material / N. Ertugrul, R. Hasegawa, W. L. Soong, J. Gayler, S. Kloeden, S. Kahourzade //

- IEEE Trans. on Magnetics. – vol.51. – no.7. – July 2015. – 6 p.
4. Чемерис В. Т. Моделирование волновых процессов в мелкошхтованных сердечниках силовых устройств импульсной техники / В. Т. Чемерис, И. А. Бородий // Электронное моделирование. – 2014. – Т. 36. – № 2. – С. 107 – 113.
5. QuickField: A new approach to field modeling. Режим доступу: <http://www.quickfield.com>.
6. Chemerys V. T., Borodiy I. O. Diffusion of the pulsed electromagnetic field into the multi-layer core of inductor at pulsed devices / V. T. Chemerys, I. O. Borodiy // NAU Proceedings. – Kyiv. – no.2 (35). – 2008. – pp. 44 – 51.
7. Chemerys V. T. Influence of the finite speed of the field penetration into the core on the linearity of transmission function for the pulsed transformers / V. T. Chemerys, I. O. Borodiy // Prospects for the development of technical sciences in EU countries and Ukraine”, Cuiavian University in Wloclawek, Wloclawek, Republic of Poland, December 21 – 22, 2018. – pp. 93 – 100.

References (transliterated)

1. Metglas. ≤ <http://www.metglas.com> ≥
2. Smith C. H., Barberi L. Dynamic magnetization of metallic glasses. Proceedings of the 5th Pulsed Power Conf. 1985, pp. 664 – 667.
3. Ertugrul N., Hasegawa R., Soong W. L., Gayler J., Kloeden S., Kahourzade S. A novel tapered rotating electrical machine topology utilizing cut amorphous magnetic material. IEEE Trans. on Magnetics, vol.51, no.7, July 2015, 6 p.
4. Chemerys V. T., Borodiy I. O. Modelirovaniye volnovykh protsessov v melko-shikhtovannykh serdechnikakh silovykh ustroystv impulsnoy tekhniki [Simulation of the wave processes in the thin-laminated cores of powerful elements of pulsed devices]. *Electronic Simulation*. 2014, vol. 36, no. 2, pp. 107 – 113. (Rus)
5. QuickField: A new approach to field modeling. ≤ <http://www.quickfield.com> ≥
6. Chemerys V. T., Borodiy I. O. Diffusion of the pulsed electromagnetic field into the multi-layer core of inductor at pulsed devices. NAU Proceedings, Kyiv, no.2 (35), 2008, pp. 44 – 51.
7. Chemerys V. T., Borodiy I. O. Influence of the finite speed of the field penetration into the core on the linearity of transmission function for the pulsed transformers. Prospects for the development of technical sciences in EU countries and Ukraine. Cuiavian University in Wloclawek, Wloclawek, Republic of Poland, December 21-22, 2018, pp. 93 – 100.

Надійшла (received) 14.01.2020

Бібліографічні описи / Библиографические описания / Bibliographic descriptions

Чемерис В. Т. Вплив скінченної швидкості проникнення поля в осердя на лінійність функції передачі імпульсних трансформаторів / В. Т. Чемерис, І. О. Бородій // Вісник Національного технічного університету «ХПІ». Серія: "Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії". – Х. : НТУ «ХПІ», 2020. – № 3 (1357). – С. 24–28. – Бібліогр.: 7 назв. – doi:10.20998/2409-9295.2020.3.04.

Чемерис В. Т. Влияние конечной скорости проникновения поля в сердечник на линейность функции передачи импульсных трансформаторов / В. Т. Чемерис, И. А. Бородий // Вісник Національного технічного університету «ХПІ». Серія: "Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії". – Х. : НТУ «ХПІ», 2020. – № 3 (1357). – С. 24–28. – Бібліогр.: 7 назв. – doi:10.20998/2409-9295.2020.3.04.

Chemerys V. T. Influence of the finite speed of the field penetration into the core on the linearity of transmission function for the pulsed transformers / V. T. Chemerys, I. O. Borodiy // Bulletin of NTU "KhPI". Series: "Electric machines and electromechanical energy conversion." – Kharkiv : NTU "KhPI", 2020. – No. 3 (1357). – P. 24–28. – Bibliogr.: 7. – doi:10.20998/2409-9295.2020.3.04.

Відомості про авторів / Сведения об авторах / About the Authors

Чемерис Володимир Терентійович (Chemerys Vladimir Terentyevich, Chemerys Volodymyr Terentyovych) – кандидат технічних наук, Національний авіаційний університет, старший науковий співробітник, доцент, Київ, Україна; ORCID:0000-0002-333; тел.: (067) 978-92-56; e-mail: vchemer@ukr.net.

Бородій Ірина Олексіївна (Бородий Ирина Алексеевна, Borodiy Iren Oleksiivna) – викладач фізики, Національний авіаційний університет, старший викладач кафедри загальної та прикладної фізики, Київ, Україна, ORCID: 0000-0002-1718-4809 тел.: (044) 406-78-40; e-mail: miko2010@ukr.net.

С. Ф. САМОНОВ, О. М. РАК, О. В. ГЛАЗЄВА

ПІДВИЩЕННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ ТА НАДІЙНОСТІ КОМБІНОВАНИХ СУДНОВИХ ПРОПУЛЬСИВНИХ УСТАНОВОК

Розглянуті шляхи підвищення ефективності використання енергії і зниження впливу на навколишнє середовище суднових дизельних пропульсивних установок на прикладі судна для транспортування контейнерів. Розроблений варіант модернізації пропульсивної установки, що забезпечує можливість збереження руху судна в особливих ситуаціях зі зменшеною потужністю за рахунок суднової електроенергетичної системи і валогенератора/двигуна. Проаналізовані переваги електроприводу гребного гвинта в складі синхронної машини і перетворювача частоти, що живляться від суднової електричної мережі, в порівнянні з головним дизельним двигуном, який працює з малою потужністю. Наведено оцінку ефективності використання електроприводу гребного гвинта за рахунок економії палива.

Ключові слова: головний двигун, електронне управління, валогенератор, електродвигун, гідравлічна муфта, навантаження, перетворювач частоти, векторне управління, активний випрямляч, дизель-генератор, питомі витрати палива.

Рассмотрены пути повышения эффективности использования энергии и снижения воздействия на окружающую среду судовых дизельных пропульсивных установок на примере судна для транспортировки контейнеров. Разработан вариант модернизации пропульсивной установки, обеспечивающий возможность сохранения движения судна в особых ситуациях с уменьшенной мощностью за счет судовой электроэнергетической системы и валогенератора / двигателя. Проанализированы преимущества электропривода гребного винта в составе синхронной машины и преобразователя частоты, которые питаются от судовой электрической сети, по сравнению с главным дизельным двигателем, который работает с малой мощностью. Приведена оценка эффективности использования электропривода гребного винта за счет экономии топлива.

Ключевые слова: главный двигатель, электронное управление, валогенератор, электродвигатель, гидравлическая муфта, нагрузки, преобразователь частоты, векторное управление, активный выпрямитель, дизель-генератор, удельные расходы топлива.

Purpose. Ensuring high propulsion performance in a wide range of modes by optimizing the control of technological processes of energy use. Ways to improve energy efficiency and reduce the environmental impact of diesel propulsion systems were considered. A Container ship was chosen, as an example. A ship's combined type propulsion unit is equipped with a synchronous machine, which is installed in the propeller shaft line and performs the function of a shaft generator. Its use is possible only when the vessel main diesel engine operates with a power above 40% of the nominal. In economy modes and in special conditions of vessel movement with lower power, the efficiency of the working process in the main engine decreases, fuel consumption per unit of power and time, as well as harmful emissions, increases. That is, in the existing composition, the propulsion unit does not meet a modern requirements for efficiency and environmental friendliness, and the practice of its use is not flexible enough. **Methodology.** To confirm the economic feasibility of modernization and the use of PTH mode, mathematical modeling of electromechanical transients in the "Ship network - vector-driven synchronous motor - load" system was performed. **Results.** Improving the safety and survivability of the ship (PTH mode) due to the additional propeller independent of the main engine of the electric drive. Reducing fuel consumption and harmful emissions into the environment, which increases the EEIO (Energy Efficiency Operational Index) of the vessel. **Originality.** The developed version of the modernization of the propulsion installation provides running mode of the vessel in special situations with reduced power by means of using the shaft generator as a motor. To implement this option, the propulsion installation need to be equipped additionally with a hydraulic coupling, which is allow to disconnect the main engine from the propeller shaft and to change over to electrical driving of ship propeller. The advantages of the propeller electric drive as the synchronous machine and frequency converter which is supplied from the ship's electrical network, are analyzed in comparison with the main diesel engine operates with low power. The block diagrams of the electric drive with vector control are given. **Practical value.** When the vessel is moving at a low speed, switching to PTH mode saves fuel (up to 118 kg / h), and increases the completeness of its combustion, since diesel generators operate at optimal load, unlike the main engine, which in this case is extremely unfavorable for the machine.

Keywords: main engine, electronic control, shaft generator, electric motor, hydraulic coupling, loads, frequency converter, vector control, active rectifier, diesel generator, specific fuel consumption.

Вступ. Існуючі та впроваджені в дію в сфері морського та річкового транспорту міжнародні вимоги і стандарти спрямовані на всебічне вдосконалення, так званого, енергетичного менеджменту, який реалізують суднохідні компанії і їхні судна в транспортному процесі. До завдань енергетичного менеджменту відносять: збереження ресурсів, захист навколишнього середовища і зниження витрат при безпечному використанні енергії. Енергетичний менеджмент слід розглядати як координацію використання компаніями і їх суднами енергії, що планується, організується і систематизується в відповідності з вимогами, приймаючи до уваги природозахисні і економічні аспекти. Однією з цілей енергетичного менеджменту є: зниження суднами витрати палива і, за рахунок цього, шкідливих викидів в навколишнє середовище вуглекислого газу, при високій якості транспортних послуг (згідно стандарту ISO 9001), забезпеченні безпеки і природозахисних мір (згідно з вимогами Морських конвенцій, стандарту ISO 14001) та іншим.

Аналіз проблеми. Враховуючи те, що значна доля, близько 30 %, експлуатаційних витрат суден припадає на паливо, Міжнародною морською організацією ІМО проведені всебічні дослідження, які дозволяють виділити фактори зниження витрати палива і, пов'язаних з ними, шкідливих викидів, так званих Green Home Gases (GHG) – газоподібних продуктів згоряння палива, які містять вуглекислий газ CO₂. Перелік і вплив вказаних факторів на зменшення викидів CO₂ для суден, що зараз будуються, наведено в таблиці 1 [7].

Результати досліджень свідчать [2 - 6], що очікуване зниження викидів CO₂ в сумі по перших трьох пунктах таблиці може сягати 10 – 50 %, а в сукупності по всіх пунктах - досягти 75 %.

На суднах, що знаходяться в експлуатації, підвищення ефективності використання енергії може бути досягнуто за рахунок впровадження широкого спектра дій технічного і оперативного характеру, таких як: вибір оптимальних шляхів і економічних (зниже-

них) швидкостей руху, посадки і баластування судна; своєчасне очищення від обростання/фарбування корпусу і гребного гвинта; якісне технічне обслуговування і налаштування головних і допоміжних машин, механізмів та систем; розширені вимірювання показників ефективності рейсу і роботи обладнання; фіксування, обробка і передача даних для аналізу і корекції режимів; ефективне функціонування основних користувачів електроенергії; впровадження вдосконалених технологій вироблення і перетворення енергії в головних і допоміжних енергоустановках.

Таблиця 1 – Фактори зниження викидів CO₂ суднами

Найменування факторів	Зниження викидів CO ₂ , % на тонно/милю
Конструктивні: концепція проекту, швидкість ходу, особливості судна	2 – 50
Характеристики корпусу і надбудов	2 – 50
Потужність і особливості рушійної системи	5 – 15
Використання палив з низькою кількістю газоподібних сполучень (вуглецю, сірки, азоту) в продуктах згоряння	5 – 15
Використання джерел відновлюваної енергії (вітрової, сонячної ...)	1 – 10
Енергетичний менеджмент	1 -10

Отже більшість з переліченого, в тій чи іншій мірі, торкається суднової рушійної (пропульсивної) установки (ПУ), до складу якої входять двигуни внутрішнього згоряння (ДВЗ).

Існуючі методи вирішення проблеми. Відомі світові виробники суднових ДВЗ, такі як: MAN B&W, WÄRTSILÄ-SULZER, MHI та інші, постійно працюють над удосконаленням не лише конструкції, систем автоматизації і управління, а й над підвищенням ефективності та економічності двигунів. Одним з головних завдань при цьому є оптимізація управління технологічними процесами ПУ, що забезпечує покращення експлуатаційних характеристик як головних (ГД), так і приводних двигунів дизель-генераторів. Найбільш пристосованими для цього є суднові дизелі з електронним управлінням [4] та, так звані, гібридні і комбіновані ПУ. Важливою складовою таких ПУ є синхронна електрична машина (СМ), яка встановлена в лінію гребного валу (рис.1) та має механічний зв'язок із ним, і може працювати як в генераторному режимі (PTO mode), так і в режимі двигуна (PTI mode).

Для прикладу, розглянемо подібну суднову ПУ контейнеровоза місткістю 16000 контейнерів [1].

Основні технічні характеристики суднового дизельного ГД наведені в таблиці 2 [11].

Характеристика комплексу «корпус судна – ГД – гребний гвинт» наведена на рис. 2, де позначені наступні режими : $n_{ном}$ = 105 об/хв – номінальна частота обертання ГД; n_p = 90 об/хв – рекомендована частота обертання ГД; n_{min} = 30 об/хв - мінімально допустима частота обертання ГД згідно з за вимогами правил Регістра.

Робота ГД з рекомендованою частотою обертання n_p та потужністю, яка їй відповідає, є доцільною з

точки зору збереження моторесурсу ГД [6]. Таким чином при мінімально допустимій частоті обертання $n_{min} = 30$ об/хв стала швидкість судна на спокійній воді становить $v = 7-8$ вузлів при потужності ГД, приблизно $N = 2200$ кВт.

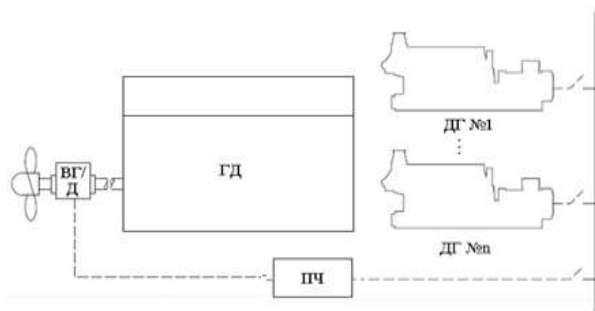


Рис. 1 – Структурна схема суднової комбінованої ПУ: ГД – головний двигун (ДВЗ), ВГ/Д – валогенератор/ електродвигун, ДГ – дизель-генератор, ПЧ – перетворювач частоти

Таблиця 2 – Технічні характеристики ГД

Тип головного двигуна	DOOSAN-WÄRTSILÄ-SULZER RT-flex96C
Потужність, кВт	68640
Тип управління	електронний
Номінальний момент, Н·м	7603850
Частота обертання, об/хв	105
Питомі витрати палива, г/(кВт·год)	185

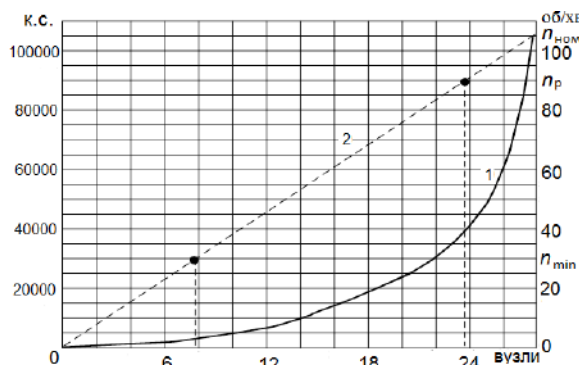


Рис. 2 – Характеристика комплексу «корпус судна – ГД – гребний гвинт» при повному завантаженні судна: 1 – $N = f(v)$; 2 – $v = f(n)$.

Фірма-будівник ГД надає, так звану, навантажувальну діаграму (рис. 3), на якій поле можливих режимів роботи двигуна визначено згідно з рекомендацій [1, 11] з урахуванням ряду експлуатаційних обмежень. Навантажувальна діаграма побудована в логарифмічних координатах і відображує прямими лініями межі потужності і частоти обертання валу для тривалої роботи, а також межі перевантажень ГД у відсотках від номінальних значень. Точка «М» відповідає максимально допустимій тривалій потужності двигуна, що працює безпосередньо на гребний гвинт [1,4]. Ця точка звичайно збігається з точкою R₁ (100 % потужності при 100 % частоти обертання), але в особливих випадках, наприклад, при відборі потужності від

ГД валогенератором (PTO mode), може розташовуватись праворуч від R₁ на лінії 7.

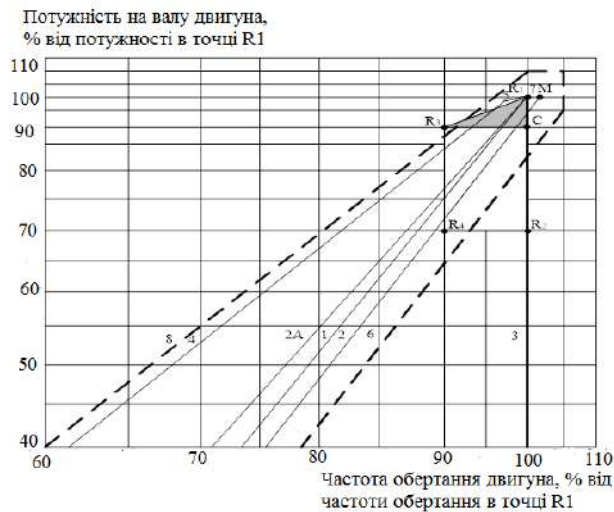


Рис. 3 – Навантажувальна діаграма ГД

Різні режими тривалої експлуатації мають знаходитися в зоні, яка обмежується чотирма лініями – межами: 3 – по максимальній частоті обертання; 4 – по постачанню повітря для згоряння палива; 5 – по максимальному середньому ефективному тиску (p_{me}); 7 – по максимальній потужності для тривалої роботи. Площа, що обмежена товстою перервною лінією 8 є областю перевантажень, яка є допустимою лише на обмежений час (1 година через 12 годин).

Площа між лініями 4 і 1 відповідає умовам роботи при підвищенні спротиву руху судна на мілководді, в умовах шторму та при розгоні судна, тобто відповідає нестаціонарній роботі без фактичного обмеження за часом. При обростанні корпусу судна і гвинта межа 6 зсувається до лінії 2. Область режимів, які наближені до номінального, позначена трикутником сірого кольору [1]. В ній здійснюють налаштування параметрів системи управління на зниження шкідливих викидів у відповідності до вимог конвенції МАРПОЛ73/78, скорочення питомих витрат палива, перерахунок параметрів потужності в режимах, які відрізняються від номінального. На практиці ГД доволі часто працює зі

зниженою частотою обертання: при проходженні вузькостей, плаванні в тумані та інше. З точки зору безпеки мореплавства при цьому великого значення набуває мінімально стійка швидкість обертання ГД, що працює на гвинт фіксованого кроку. Згідно вимог правил Регістра ця величина не повинна бути нижчою за $0,3n_{ном}$ [3, 5]. В той же час, чим меншою є мінімально стійка частота обертання, тим кращими вважають маневрові властивості судна. На деяких сучасних малооборотних (МОД) ГД вона може досягати $(0,16 \div 0,18)n_{ном}$ і, навіть, $0,05n_{ном}$ [3, 4]. Але робота ПУ при таких низьких значеннях пов'язана з негативними наслідками, про які досконало викладено в [4]. Для запобігання цих наслідків провідні фірми-розробники суднового обладнання пропонують в залежності від призначення судна різні схемні рішення. Одним із них є, так зване схемне рішення «РТН (Power Take Home mode)», при якому ГД може бути від'єднаний від гребного валу гідравлічною муфтою PSC (Propeller Shaft Clutch) [10]. Для приведення в дію гребного гвинта використовують синхронний ВГ/Д, ротор якого встановлений в лінію гребного валу (рис. 4).

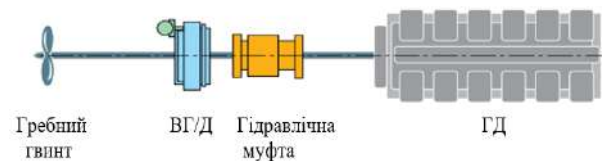


Рис. 4 – Схемна реалізація РТН mode в одновальній ПУ

Живлення ВГ/Д, тобто в цьому випадку, гребного електродвигуна (ГЕД), від суднових допоміжних ДГ може бути здійснено через двохнапрямоквий судновий перетворювач частоти (ПЧ) з активним випрямлячем (рис. 5). Для здійснення РТН mode система управління ПЧ – ГЕД, що на реальному судні реалізує РТО mode/РТІ mode [1, 11], має бути модифікована таким чином, щоб задовольняти вимогам Регістра до електричних ПУ.

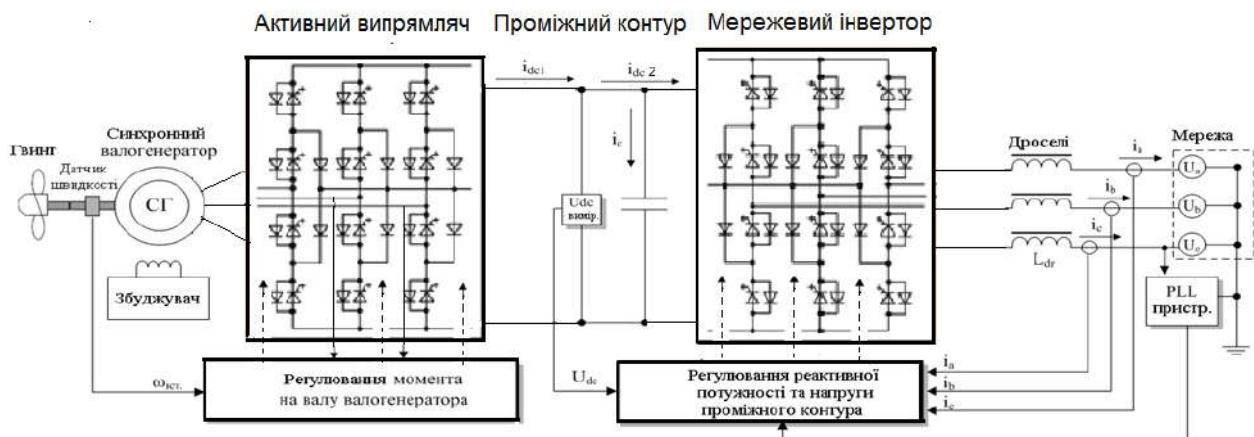


Рис. 5 – Силовa схема для роботи синхронного ВГ з судровою мережею

Судновий ВГ/Д фірми SIEMENS має наступні технічні показники: потужність 2500/6000 кВт, напруга 3 × 6,6 кВ, коефіцієнт потужності 0,7, частота обертання валу 45 – 82/45 – 90 об/хв, момент інерції 3675 кг·м², навантажувальні діаграми наведені на рис. 6.

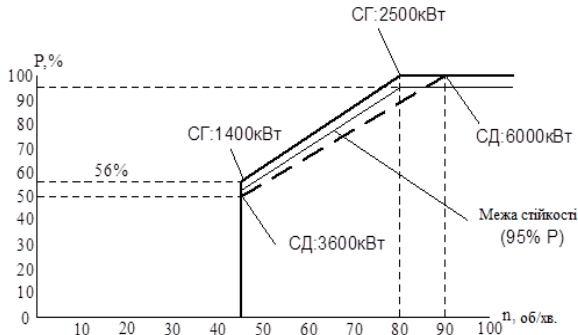


Рис. 6 – Навантажувальні діаграми ВГ/Д

В якості ПЧ можуть бути використані перетворювачі частоти фірми SIEMENS – Sinamics SL150 (SM150) [9] морського виконання. Sinamics SL150 це IGBT (IGCT) циклоконвертор (cycloconverter) для тихохідних синхронних й асинхронних двигунів з високим обертовим моментом і перевантаженнями (табл. 3).

Перевагою названих перетворювачів частоти є можливість забезпечити роботу СМ на частотах обертання нижчих 30 об/хв., а також регулювання моменту за рахунок використання принципів векторного управління [7].

Мета роботи. Забезпечення високих показників ПУ в широкому діапазоні режимів за рахунок оптимізації управління технологічними процесами використання енергії.

Методи дослідження. Основні рівняння синхронної явнополюсної машини при постійному потоці, які записані для системи координат *d-q* [12], орієнтованої за потоком ротора, дозволяють скласти структурну схему машини, яка подана на рис.7.

Таблиця 3 – Технічні характеристики перетворювачів частоти Sinamics SL150

Потужність, МВ·А	7,6
Значення напруги живлення, В	6600
Частота мережі живлення, Гц	50/60
Струм, А	350
Коефіцієнт потужності	0,8
ККД, %	≥ 99
Закони управління	U/f; векторне
Вихідна частота, Гц	0 - 30
Перевантажувальна спроможність	200 % (60 с); 250 % (20 с)
Обмін даними	Profibus DP

Оскільки принципи векторного управління дозволяють реалізувати вільне орієнтування вектора потоку статора в системі координат *d-q*, значення електромагнітного моменту можна визначити як [7, 8]:

$$M_{CM} = \frac{3}{2} \cdot z_p \cdot (\Psi_{sd} \cdot i_{sq} - \Psi_{sq} \cdot i_{sd}), \quad (1)$$

Для структурної схеми (рис.7) згідно з (1):

$$M_{CM} = \frac{3}{2} \cdot z_p \cdot (\Psi_p \cdot i_{sq} + i_{sd} \cdot i_{sq} \cdot (L_{sd} - L_{sq})), \quad (2)$$

де: M_{CM} – момент на валу СМ, z_p – кількість пар полюсів машини, Ψ_p – потік збудження, L_{sd} , L_{sq} – індуктивності статора за віссю *d* і *q*, i_{sd} , i_{sq} – проекції струму статора на вісь *d* і *q*, відповідно.

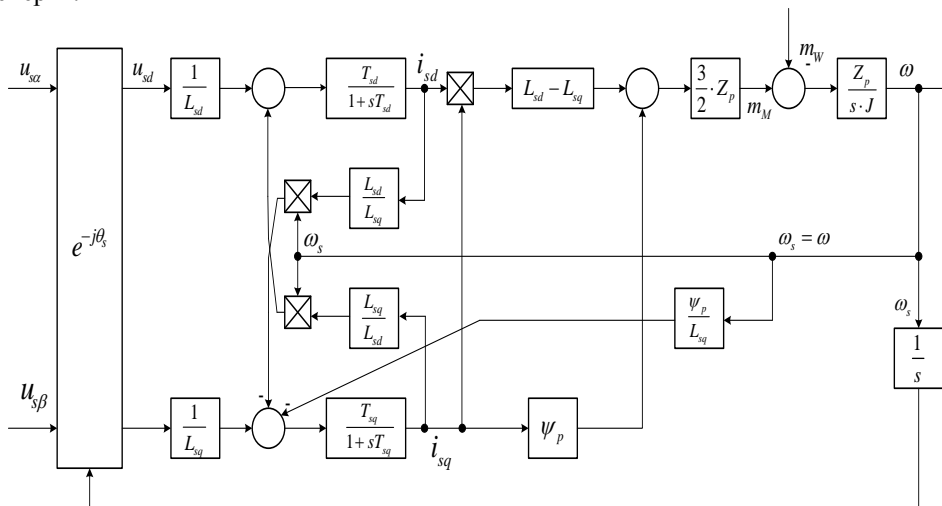


Рис. 7 – Структурна схема синхронної машини в системі координат *d-q*

Лише при перпендикулярному розташуванні струму статора по відношенню до потоку проекції струму статора на вісь *d* - i_{sd} дорівнює нулю. Тоді момент СМ можна обчислювати за спрощеною формулою:

$$M_{CM} = \frac{3}{2} \cdot z_p \cdot \Psi_p \cdot i_{sq}, \quad (3)$$

тобто для регулювання моменту достатнім є вплив на проекцію струму статора на вісь *q* - i_{sq} .

В такому випадку система регулювання набуває вигляду (рис.8). При такій системі регулювання полярність сигналу завдання на момент буде визначати режим роботи СМ, тобто при позитивному завданні

СМ буде працювати двигуном, при негативному заданні – генератором.

Швидкодію контурів струму забезпечують П-регулятори сумісно з блоком компенсації ЕРС. Процес регулювання здійснюється в системі координат $d-q$, яка орієнтована за потоком ротора. Необхідна орієнтація вектору напруги в просторі забезпечується модулятором, який працює на частоті модуляції 8 кГц, при цьому забезпечується якісна форма струму СМ [7, 8].

Для вибору параметрів СМ необхідно виконати перерахунок значень моменту гребного гвинта, який для морських суден здійснюється за співвідношенням:

$$M_{Rx} = M_{R1} \cdot \left(\frac{n_{Rx}}{n_{R1}} \right)^2, \quad (4)$$

де M_{R1} – значення номінального моменту; n_{R1} – швидкість обертання з номінальним моментом; n_{Rx} – швидкість обертання у будь-якому режимі [2].

Визначення потужності на валу ГЕД для забезпечення руху судна, здійснюється за співвідношенням:

$$P_{Rx} = P_{R1} \cdot \left(\frac{n_{Rx}}{n_{R1}} \right)^3, \quad (5)$$

Формула (5) дозволяє, використавши значення з рис. 2, 6 для номінального режиму, визначити потужність СМ, яка становить майже 5МВт при приблизно 40 об/хв. Тобто для живлення ГЕД буде достатньою потужність двох ДГ, увімкнених на паралельну роботу.

Паспортні дані генераторів, які входять до складу суднової електростанції, представлені в [11] і в табл. 4. Значення потужності суднової електростанції в режимі маневрування (PTN mode) подані в табл. 5.

Таблиця 5 – Значення потужності суднової електростанції в режимі маневрування

Параметри режиму	Режим: Маневрений
Сумарна активна потужність P_1 , кВт	5057
Коефіцієнт потужності $\cos\phi_{св}$	0,82
Повна потужність S , кВ·А	6173

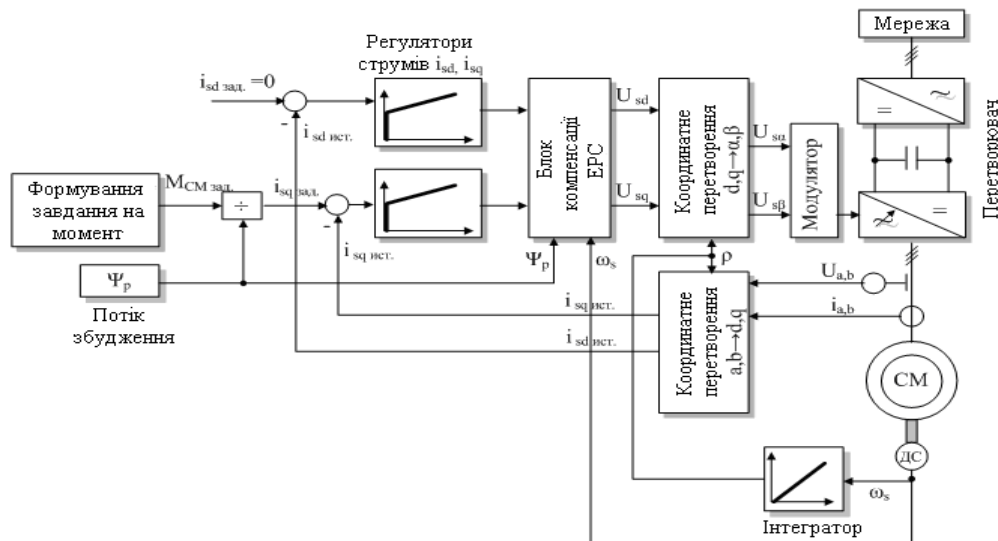


Рис. 8 – Структура системи регулювання моменту синхронної машини

Таблиця 4 – Паспортні данні генераторів

Генератор (кількість)	Тип	Потужність, кВ·А	Частота обертання, об/хв.	Напруга, В	Струм, А	Частота, Гц	cos φ
ДГ (3)	«Siemens» 1DK4531-8BF05-Z	3600	1800	6600	315,3	60	0,7
ВГ/Д (1)	«Siemens» 65L3710-8LG42-4AW0	3571	45-82	6600	328,5	60	0,7

Попередня оцінка ефективності використання РТН mode може бути зроблена підрахунком питомих витрат палива (ПВП) за добу на ГД порівняно з ПВП за добу на два ДГ, що працюють на ВГ/Д, якщо швидкість руху судна обмежена потужністю приблизно 4000 - 5000 кВт.

Наведені на рис. 9 ПВП можна апроксимувати поліномом другого ступеню (6) і (7) [11]:

$$ПВП_{ГД} = 0.01 \cdot L^2 - 1.513 \cdot L + 226.33, \quad (6)$$

$$ПВП_{ДГ} = 0.006 \cdot L^2 - 0.9586 \cdot L + 230.16, \quad (7)$$

де: ПВП – питомі витрати палива, г/кВт·год;
L – навантаження дизеля, %.

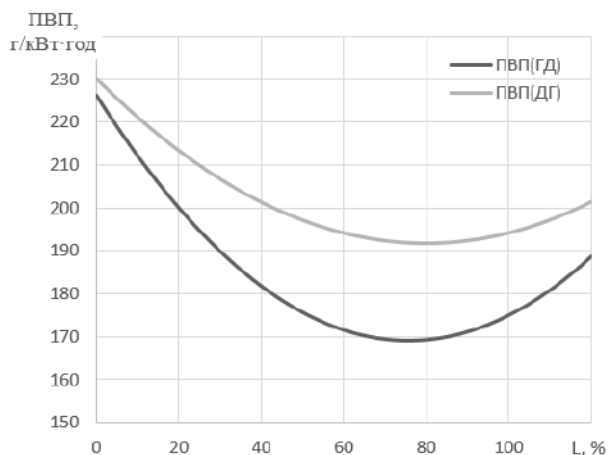
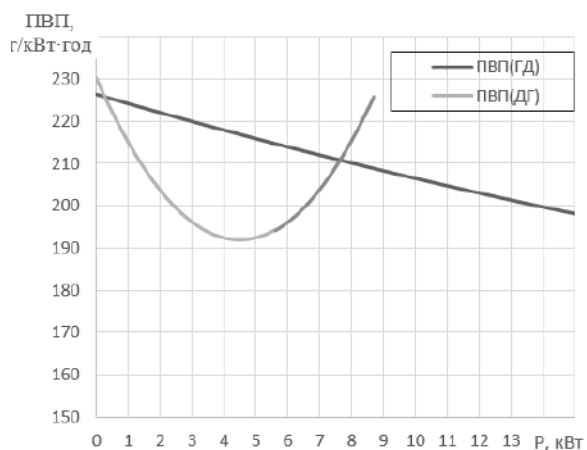


Рис. 9 – Питомі витрати палива для ГД і ДГ

Для отримання оцінки економічної ефективності краще відобразити навантаження дизелів в розмірній формі (кВт) (рис.10), що чітко покаже зниження витрати палива в режимі електричного руху: навантаження ГД складає $L_{ГД} = 6,5 \%$, $ПВП_{ГД} = 216,9$ г/кВт.год, а ДГ, відповідно, $L_{ДГ} = 80 \%$, $ПВП_{ДГ} = 191,9$ г/кВт.год. Витрати палива за добу складуть: на ГД 20,82 тони, а на ДГ, відповідно, 18,42 тони.

Рис. 10 – Питомі витрати палива для ГД і ДГ: $ПВП = f(P)$

Висновки.

Використання іншого по відношенню до існуючого схемного рішення розглянутої ПУ в складі: СМ, перетворювача частоти з активним випрямлячем і гідравлічної муфти, що призначена для від'єднання ГД від гребного валу, дозволяє досягти підвищення рівня безпеки судна (РТН mode) за рахунок додаткового незалежного від ГД електропривода гребного гвинта.

Незважаючи на переваги електронного управління малооборотного ГД, довгочасна його експлуатація з наднизькою частотою обертання неможлива, ефективність робочого процесу дизеля при цьому низька, витрата палива на одиницю потужності і часу велика.

Для скорочення витрат палива і, відповідно, шкідливих викидів в навколишнє середовище в якості джерела електроенергії можуть використовуватися дизель-генератори при оптимальних в сенсі мінімуму витрати палива режимах навантаження, близьких до номінальної потужності.

В порівнянні з прямою передачею механічної енергії від ГД до гребного гвинта, додаткове обладнання для реалізації електричного привода гвинта: генератори, перетворювач частоти, синхронний гребний двигун – має високий ККД, тому втрати в передачі є відносно малими: 1 – 2 %.

Аналіз процесів пуску і реверсу електропривода гвинта у складі: синхронний генератор – ПЧ – СМ за спрощеною моделлю показав можливість реалізації РТН mode в ПУ з структурою, що запропонована.

Наступним кроком досліджень буде доповнення і уточнення моделі і моделювання електромеханічних перехідних процесів з урахуванням сучасних рекомендацій відносно надійності і ефективності суднових рушійних комплексів, вимог Міжнародних конвенцій, правил Класифікаційних суспільств, економічних аспектів модернізації і використання РТНmode.

Список літератури

1. SULZER RTA96C Marine Installation Manual [Electronic sources] / Issue May 2004. <https://ru.scribd.com/doc/11498707/RTFLEX96C>.
2. Дизели. Справочник [Текст]. Изд. 3-е, перераб. и доп. Под общей редакцией В. А. Ваншейдта, Н. Н. Иванченко, Л. К. Коллерова. – Л.: «Машиностроение» (Ленингр. отд-ние), 1977. – 480с. – с ил.
3. Marine Machinery & Engine 2013 Marine. https://www.mhi-mme.com/cms_docs/products_en.pdf.
4. Судновий механік: Довідник / Авт. кол.: За ред. А. А. Фока. Д-ра техн. наук, суднового старшого механіка. – У 3-х т. – Т.1. – Одеса: Фенікс. 2008. – С. 714-715.
5. Технично-економічні характеристики судов морського флоту [Текст] РД 31.03.01-90. – М.: В/О «Мортехинформреклама», 1992. – 232 с.
6. Возницкий, И. В. Двигатели MAN B&W модельного ряда MS 50-98. Конструкция, эксплуатация, техническое обслуживание / И. В. Возницкий. – М.: МОРКНИГА, 2008. – 264 с. – ил.
7. Nguyen Phung Quang, Jörg-Andreas Dittrich. Praxis der feldorientierten Drehstrom - antriebsregelungen. Expert Verlag, 1999, p. 267.
8. Elektrische Antriebstechnik. Von Professor Dr.-Ing. habil. Ulrich Riefenstahl. Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg. B.G. Teubner Stuttgart-Leipzig 2000. Mit 290 Bildern, 9 Tafeln und 66 Beispielen.
9. SINAMICS SL150 Cycloconverters. Highest marks in robustness and reliability. <https://siemens.com/sinamics-sl150>
10. Innovative Power Transmission. Propeller Shaft Clutch (PSC). RENK Aktiengesellschaft. RENK. Edition 08/2016. 12 p. <https://www.renk.eu>
11. Рак О.М. Визначення генеруючих потужностей в термoeфективній системі суднової електростанції та її техніко-економічних показників / О. М. Рак, О. В. Глазєва, С. А. Дудко // Електротехнічні та комп'ютерні системи. – К.: Техніка, 2018. – Вип. 28(104). – С. 147-153.
12. Черних І. В. Моделювання електротехнічних пристроїв в Matlab, SimPowerSystems та Simulink / І. В. Черних. – СПб.: Пітер, 2007.

References (transliterated)

1. SULZER RTA96C Marine Installation Manual / Issue May 2004, available at: <https://ru.scribd.com/doc/11498707/RTFLEX96C>.
2. Vansheyd V. A., Ivanchenko N. N., Kollerov L. K. *Dizeli. Spravochnik* [Diesel engines. Directory]. Leningrad, Mashinostroenie, Publ., 1977, 480 p.
3. Marine Machinery & Engine 2013 Marine available at: https://www.mhi-mme.com/cms_docs/products_en.pdf.
4. A. A. Foka. *Sudnoviy mehanik: Dovidnik*, [Directory]. Odesa, Feniks, Publ., 2008, Vol. 1., pp. 714-715.
5. Rules of technical operation of sea and river vessels. Electrical equipment [Pravila tehnichejskoy ekspluatatsii morskikh i rechnyih sudov. Elektrooborudovanie]. KND 31.2.002.07-96.
6. Voznitsky, I. V. *Dvigateli MAN B&W modelnogoryada MS 50-98. Konstruktsiya, ekspluatatsiya, tehnichejskoe obsluzhivanie* [Engines

- MAIN B & W of the modelrange MC 50-98. Construction, operation, maintenance]. MORKNIGA, Moscow, 2008, 264 p.
7. Nguyen PhungQuang, Jörg-Andreas Dittrich. Praxis der feldorientierten Drehstrom - antriebsregelungen. Expert Verlag, 1999, p. 267.
 8. Elektrische Antriebstechnik. Von Professor Dr.-Ing. habil. Ulrich Riefenstahl. Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg. B.G. Teubner Stuttgart-Leipzig 2000. Mit 290 Bildern, 9 Tafeln und 66 Beispielen.
 9. SINAMICS SL150 Cyclo converters. Highest marks in robustness and reliability. <https://siemens.com/sinamics-sl150>
 10. Innovative Power Transmission. Propeller Shaft Clutch (PSC). RENKAktiengesellschaft. RENK. Edition 08/2016. 12 p., available at: <https://www.renk.eu>
 11. Rak O. M., Glazeva O. V., Dudko S. A. Opredelenie generiruyuschih moschnostey v termoeffektivnoy sisteme sudovoy elektrostantsii i ee tehniko-ekonomicheskikh pokazateley [Determination of generating capacities in the thermoeffective system of the shipboard power plant and its techno-economic indicators] *Electrotechnical and computer systems*, 2018, Vol. 28(104), pp.147-153. (Rus)
 12. Chernyh I. V. [Modelling of Electrotechnical Units on Matlab, SimPowerSystems and Simulink]. SPb., Piter, 2007. (Ukr)

Надійшло (received) 21.01.2020

Бібліографічні описи / Библиографические описания / Bibliographic descriptions

Самонов С. Ф. Підвищення ефективності та надійності комбінованих суднових пропульсивних установок / С. Ф. Самонов, О. М. Рак, О. В. Глазева // Вісник Національного технічного університету «ХПІ». Серія: «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії». – 2020. – № 3 (1357). – С. 29-35. – doi:10.20998/2409-9295.2020.3.05.

Самонов С. Ф. Повышение эффективности и надежности комбинированных судовых пропульсивных установок / С. Ф. Самонов, А. Н. Рак, О. В. Глазева // Вісник Національного технічного університету «ХПІ». Серія: «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії». – 2020. – № 3 (1357). – С. 29-35. – doi:10.20998/2409-9295.2020.3.05.

Samonov S. F. Improving the efficiency and reliability of combined ship propulsions / S. F. Samonov, A. N. Rak, O. V. Glazeva // Вісник Національного технічного університету «ХПІ». Серія: «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії». – 2020. – № 3 (1357). – С. 29-35. – doi:10.20998/2409-9295.2020.3.05.

Відомості про авторів / Сведения об авторах / About the Authors

Самонов Сергій Федорович (Самонов Сергей Федорович, Sergii Samonov), кандидат технічних наук, Національний університет «Одеська морська академія», доцент кафедри суднової електромеханіки і електротехніки, (067)-994-03-42, ORCID ID: 0000-0002-8984-0393; e-mail: samonovsf@gmail.com

Рак Олександр Миколайович (Рак Александр Николаевич, Alexandr Rak), кандидат технічних наук, Донецький національний технічний університет, доцент кафедри електромеханіки і теоретичних основ електротехніки, (050)-273-85-42, ORCID ID: 0000-0003-2809-6529; e-mail: lion15ua@rambler.ru

Глазева Оксана Володимирівна (Глазева Оксана Владимировна, Oksana Glazeva), кандидат технічних наук, Національний університет «Одеська морська академія», доцент кафедри суднової електромеханіки і електротехніки, (067)-994-03-42, ORCID ID: 0000-0002-4992-7697; e-mail: o.glazeva@gmail.com

Л. В. ВИШНЕВСКИЙ, И. Е. ВОЙТЕЦКИЙ, Т. А. ВОЙТЕЦКАЯ

МОДЕЛЬНО-ОРИЕНТИРОВАННАЯ СИСТЕМА ПОДДЕРЖКИ ПРИНЯТИЯ РЕШЕНИЙ ДЛЯ ПОВЫШЕНИЯ БЕЗАВАРИЙНОСТИ СУДОВОЙ ЭЛЕКТРОЭНЕРГЕТИЧЕСКОЙ УСТАНОВКИ

Предлагается модельно-ориентированная система поддержки принятия решений для повышения безаварийности судовой электроэнергетической установки. Данная система состоит из моделирующего блока и блока оценки результатов моделирования. Разработанная система может быть реализована в составе систем управления, как на базе программируемых логических контроллеров, так и на базе отдельного программируемого логического контроллера. Приведена математическая модель судовой электроэнергетической установки. Рассмотрены используемые критерии оценки результатов моделирования и возможные последствия. Разработана компьютерная программа для реализации данной системы. Приведены результаты моделирования различных аварийных ситуаций. Рассмотрены возможности использования данной системы для обучения.

Ключевые слова: модельно-ориентированная система, поддержка принятия решений, безаварийность, электроэнергетическая установка, оценка переходных процессов, моделирование процессов в судовой электроэнергетической установке, обучение на модели.

Пропонується модельно-орієнтована система підтримки прийняття рішень для підвищення безаварійності судової електроенергетичної установки. Дана система складається з моделюючого блоку і блоку оцінки результатів моделювання. Розроблена система може бути реалізована в складі систем управління, як на базі програмованих логічних контролерів, так і на базі окремого програмованого логічного контролера. Наведено математичну модель судової електроенергетичної установки. Розглянуті використовувані критерії оцінки результатів моделювання і можливі наслідки. Розроблено комп'ютерну програму для реалізації даної системи. Наведені результати моделювання різних аварійних ситуацій. Розглянуті можливості використання даної системи для навчання.

Ключові слова: модельно-орієнтована система, підтримка прийняття рішень, безаварійність, електроенергетична установка, оцінка перехідних процесів, моделювання процесів в судовій електроенергетичній установці, навчання на моделі.

A model-based decision support system is proposed to increase the reliability of the ship electric power plant. This system consists of a modeling unit and a unit for evaluating simulation results. The developed system can be implemented as part of control systems, both on the basis of programmable logic controllers, and on the basis of a separate programmable logic controller. The mathematical model of the ship electric power installation is given. The criteria used to evaluate the results of modeling and possible consequences are given. Considered the possibility of using this system for training.

Keywords: model-oriented system, decision-making support, trouble-free, electric power installation, assessment of transient processes, modeling of processes in the ship electric power installation, training on the model.

Введение. Современные энергетические установки являются сложными многомерными объектами. Требования к экономической эффективности и охране окружающей среды растут. Количество обслуживающего персонала сокращается. Активно разрабатывается и частично внедряется концепция виртуального вахтенного механика. Предполагается, что судно будет работать как удаленно управляемое с постепенным переходом в режим полной автономности. Планируется предусмотреть два набора алгоритмов – для полностью самостоятельного функционирования и для работы под управлением диспетчера [1].

Постановка задачи. Сложность обеспечения судна электроэнергией высокого качества объясняется также наличием большого количества источников энергии и необходимостью согласованной параллельной работы между ними. Как известно, многогенераторная система дизельных электроагрегатов является слабоустойчивых системой, в ней возникают большие по амплитуде и слабо угасающие колебания напряжения и частоты. Из-за ограниченности мощности генерирующих агрегатов при коммутации в сети мощных судовых потребителей случается выпадение генераторов из синхронизма и обесточивания судна.

Явление неустойчивой работы и обменные колебания мощности параллельно работающих синхронных генераторов исследованы во многих научных публикациях и отмечается службами эксплуатации флота.

Частично решенной остается проблема длительной параллельной работы вало-генератора с дизель-

генераторами судовой электростанции.

Поэтому разработка новой системы управления поддержкой принятия решений для повышения безаварийности работы судовой электроэнергетической установки является актуальным направлением исследования.

Компания «Siemens» выстроила последовательную цифровую идеологию, включающую в себя описание основополагающих этапов внедрения цифровых технологий и содержащую соответствующие инструменты цифровизации энергетических предприятий. К таковым, например, относятся:

- цифровая модель энергосистемы, создаваемая на базе программного комплекса “PSS@SINCAL”;

- облачная платформа “MindSphere”, предназначенная для обработки больших объемов данных о состоянии энергообъекта, что позволяет решать сложные аналитические задачи и прогнозировать поведение системы с учетом различных факторов;

- создание и ведение единой информационной структуры описания всего парка энергетического оборудования на базе классификатора в соответствии со стандартом CIM для упрощения обмена данными между различными процессами, приложениями и задачами цифрового комплекса.

Также вводятся компьютерные программы, позволяющие прогнозировать возможные аварийные ситуации.

В настоящее время разработано и реализовано множество компьютерных программ для моделирова-

ния различных режимов работы электроэнергетической установки.

Разработанные программы для моделирования можно условно разделить на две группы: тренажеры для обслуживающего персонала и программы для расчета и анализа элементов электроэнергетической установки или всей электростанции в целом.

В первую группу программ входят: функциональный тренажер "Генератор" для Курской АЭС разработанный фирмой "Тренажерные системы обучения", "maxim 100" разработанный фирмой "Haven Automation Limited", всережимный тренажер "ТГВ-200-МУЗ" разработанный фирмой ЗАО "Тэст", математическая модель судовой электростанции ЗАО "Навис".

Во вторую группу программ входят: комплексный анализатор процессов функционирования электрооборудования электростанций для ТЭЦ-26 Мосэнерго фирмы "Тренажеры для электростанций", подсистема ИГС "CityCom-ЭлГраф" информационно графической системы "CityCom" ИВЦ "Поток" [2].

Компьютерная программа "SGE", разработанная авторами, позволяет моделировать следующие режимы работы судовой электроэнергетической установки (СЭЭУ):

1. Работа синхронного дизель-генератора без нагрузки
2. Работа синхронного дизель-генератора с активной, активно-индуктивной нагрузкой
3. Работа синхронного дизель-генератора с береговой сетью
4. Параллельная работа двух синхронных дизель-

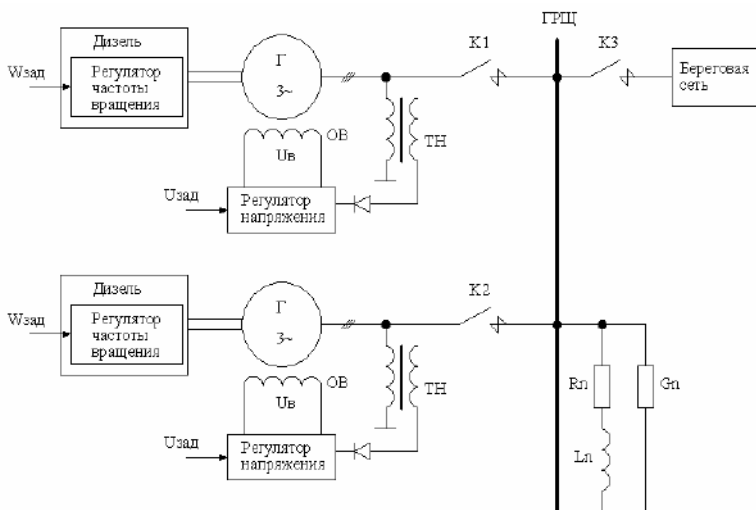


Рис. 1 – Упрощенная схема судовой электростанции

генераторов с активной, активно-индуктивной нагрузкой.

5. Параллельная работа двух синхронных дизель-генераторов с береговой сетью.

Упрощенная схема СЭЭУ, позволяющей моделировать перечисленные режимы показана на рис. 1.

Данная программа является усовершенствованной версией программы, представленной в [2].

Математическая модель синхронного генератора, представленная в виде систем дифференциальных уравнений 1 и 2, построена на основе уравнений Парка-Горева.

$$\begin{cases} p\Psi_d = u_d + (1+s)\Psi_q - R_s i_d, \\ p\Psi_q = u_q - (1+s)\Psi_d - R_s i_q, \\ p\Psi_f = u_f - R_f i_f, \\ p\Psi_{yd} = -R_{yd} i_{yd}, \\ p\Psi_{yq} = -R_{yq} i_{yq}, \\ ps = [M_{ДГТЗ} - (i_d \Psi_q - i_q \Psi_d)]/T_j, \\ p\theta = s \end{cases} \quad (1)$$

$$\begin{cases} \Psi_d = x_d i_d + x_{ad} i_f + x_{ad} i_{yd}, \\ \Psi_q = x_q i_q + x_{aq} i_{yq} \\ \Psi_f = x_{ad} i_d + x_f i_f + x_{ad} i_{yd}, \\ \Psi_{yd} = x_{ad} i_d + x_{ad} i_f + x_{yd} i_{yd}, \\ \Psi_{yq} = x_{aq} i_q + x_{yq} i_{yq} \end{cases} \quad (2)$$

где u_d и u_q - напряжения статора, которые определяются выражениями;

$(i_d \Psi_q - i_q \Psi_d) = M_{CR}$ - электромагнитный момент синхронного генератора, создающий сопротивление вращению;

$$T_j = \frac{GD^2}{4} \cdot \frac{\omega_B^2}{p^2 S_B} - \text{механическая постоянная времени}$$

агрегатов, имеющих суммарный маховый момент $GD^2/4$;

ω_B - базисная частота, равная частоте напряжения сети ω_c ;

p - число пар полюсов;

S_B - базисная мощность, равная номинальной полной мощности;

$\Psi_d, \Psi_q, \Psi_f, \Psi_{yd}, \Psi_{yq}$ - потокосцепления обмоток модельного синхронного генератора, которые определяются выражениями;

x_{ad} - сопротивление взаимной индукции обмоток синхронного генератора по продольной оси d ;

x_{aq} - сопротивление взаимной индукции обмоток синхронного генератора по поперечной оси q ;

x_s - индуктивное сопротивление рассеяния обмоток статора;

x_f - индуктивное сопротивление обмотки возбуждения;

x_{yd}, x_{yq} - индуктивные сопротивления рассеяния демпферных обмоток по осям d и q ;

R_s, R_f, R_{yd}, R_{yq} - активные сопротивления обмоток.

Возбудитель и пропорциональный регулятор напряжения синхронного генератора описывается дифференциальным уравнением первого порядка:

$$\frac{dU_f}{dt} = [-U_f + K_f (U_{зад} - U_{ген})]/T_v \quad (3)$$

где K_f – коэффициент передачи пропорционального регулятора;

$$U_{\text{ген}} = \sqrt{u_{sd}^2 + u_{sq}^2} \text{ – модуль вектора напряжения;}$$

$U_{\text{зад}}$ – задание регулятора напряжения.

В математической модели синхронного генератора введем ограничение напряжения возбуждения $U_{f\text{min}} \leq U_f \leq U_{f\text{max}}$. Верхнее ограничение возбуждения $U_{f\text{max}}$ определяет форсировочные возможности системы регулирования. Величина $U_{f\text{max}}$ зависит от мощности возбудителя. Величина $U_{f\text{min}}$ составляет 1.1...2.5 номинальных значений напряжения. Нижнее ограничение напряжения возбуждения $U_{f\text{min}}$ устанавливается для создания магнитного потока, который создает минимально необходимый синхронизирующий момент генератора при параллельной работе.

Математические модели элементов СЭЭУ, прошедшие проверку на адекватность были выбраны из работ [3, 4, 6] известных ученых и реализованы в компьютерной программе.

Исходя из нормативных требований к системам защиты и аварийно-предупредительной сигнализации, был сформирован блок оценки качества результатов моделирования.

Для генераторов, предназначенных для параллельной работы, должны быть установлены, по крайней мере, следующие устройства защиты: от перегрузок; от короткого замыкания; от обратного тока или от обратной мощности; от минимального напряжения.

Рекомендуется применять такие устройства защиты генераторов от перегрузок, которые имеют световую и звуковую сигнализацию о перегрузке, действующую с выдержкой до 15 мин для нагрузок от 100 до 110% номинального тока, и выключение генератора с выдержкой времени, соответствующей термической постоянной времени защищаемого генератора для нагрузок в пределах от 110 до 150% номинального тока.

Рекомендуется, чтобы для уставки защиты на 150% номинального тока генератора выдержка не превышала 2 мин для генератора переменного тока и 15 с. для генератора постоянного тока.

При нагрузке, превышающей 150% номинального тока, отключение генератора, должно по возможности происходить без выдержки времени.

Уставки защиты от перегрузок и выдержки времени должны быть подобраны к перегрузочным характеристикам приводного двигателя генератора таким образом, чтобы двигатель мог в течении принятой выдержки времени развивать необходимую мощность.

Для защиты генератора от перегрузки не должны применяться защитные устройства, которые исключают немедленное повторное включение генератора.

Должны быть установлены устройства, автоматически и избирательно отключающие менее ответственных потребителей при перегрузке генераторов.

Отключение потребителей может быть выполнено в одну или несколько ступеней соответственно перегрузочной способностью генератора.

Защита генераторов переменного тока обратной мощности может быть заменена иным не менее эффективным средством защиты. Защита генераторов постоянного тока от обратного тока должна устанавливаться в полюсе противоположном тому, в котором находится уравнительный привод. При снижении приложенного напряжения на 50% защита от обратной мощности или от обратного тока должна быть еще способна к действию, хотя значение обратного тока или обратной мощности могут быть другими.

Защита от обратного тока и от обратной мощности должна обеспечивать возможность передачи мощности, отдаваемой из судовой сети (например, от грузовых лебедок).

Защита от минимального напряжения должна обеспечивать возможность надёжного подключения генераторов к шинам при напряжении 85% и более номинального и исключить возможность подключения генераторов к шинам при напряжении менее 35% номинального, а также отключать генераторы при снижении напряжения на их зажимах в пределах от 70 до 35% номинального.

Защита от минимального напряжения должна действовать с выдержкой времени на отключение генераторов от шин при снижении напряжения, и должна действовать мгновенно при попытке подключения к шинам генератора до достижения указанного выше минимального напряжения.

Для генераторов мощностью 1000 кВА и более рекомендуется устанавливать защиту от внутренних повреждений и защиту токопровода между генератором и его щитом с выключателем.

При раздельной установке генератора и его щита в разных помещениях установка такой защиты обязательна.

Защитные устройства с выдержкой времени срабатывания расцепителей должны подбираться таким образом, чтобы во всех случаях ожидаемый ток короткого замыкания в контуре по истечении выдержки времени всегда был больше минимального тока возврата расцепителя.

Также в программу был дополнительно введен интегральный критерий качества [5].

Моделируя различные режимы работы СЭЭУ, изменяя параметры настройки регуляторов и исследуя переходные процессы, пользователь повышает свою квалификацию, так как улучшается понимание процессов происходящих в СЭЭУ, может прогнозировать возможные аварийные режимы работы и режимы нежелательные для эксплуатации оборудования, входящего в состав СЭЭУ.

Таким образом, программа позволяет моделировать, исследовать переходные процессы и может быть использована для обучения и повышения квалификации обслуживающего персонала с учетом особенностей СЭЭУ. Блок оценки качества позволяет определить результат моделирования и возможность возникновения аварийной ситуации.

Главное окно, разработанной компьютерной программы представлено на рис. 2.

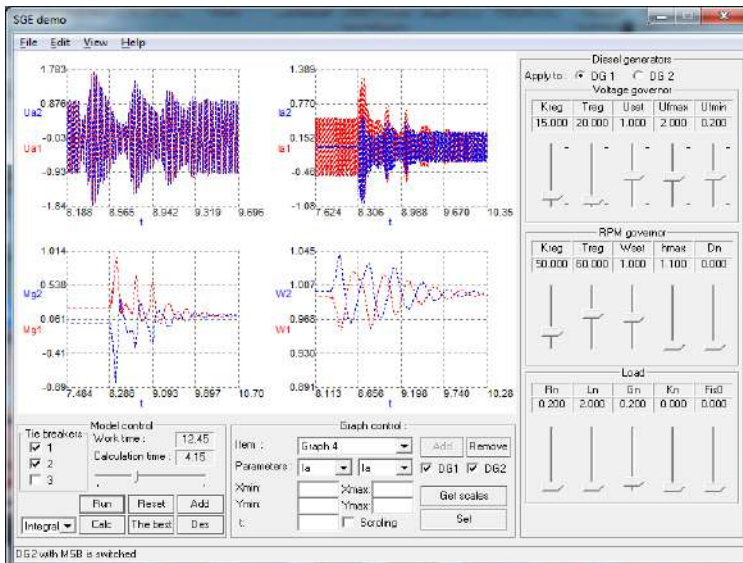


Рис. 2 – Главное окно программы моделирования и оценки результатов

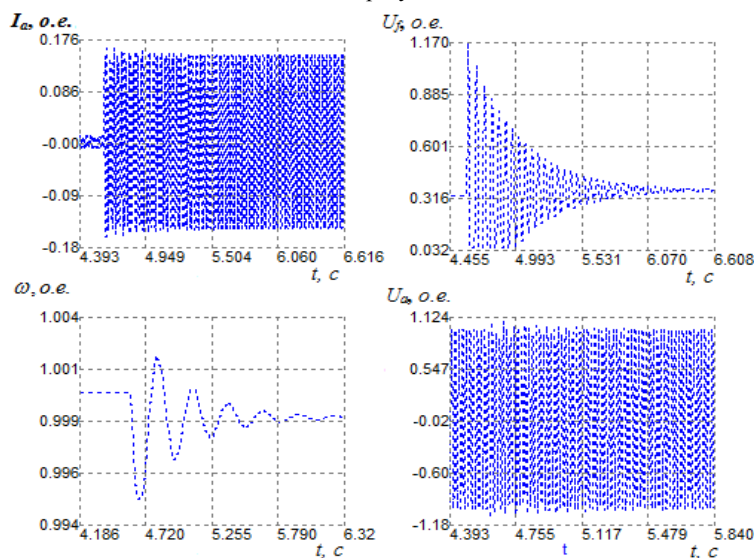


Рис. 3 – Переходные процессы при подключении нагрузки мощностью 30% от мощности генератора

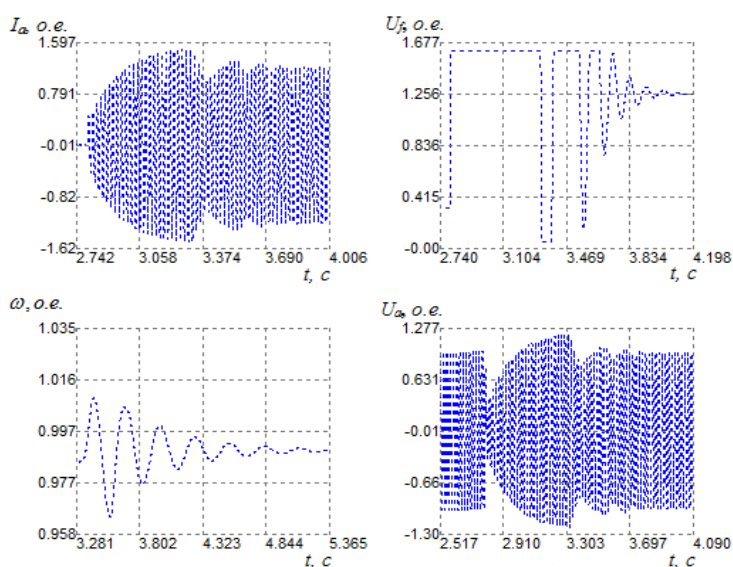


Рис. 4 – Подключение нагрузки, соизмеримой мощности генератора

В качестве демонстрации работы, разработанной системы, рассмотрим режимы включения активно-индуктивной нагрузки равной 30% от номинальной мощности генераторного агрегата и соизмеримой мощности.

Исследуем работу системы сначала при подключении активно-индуктивной нагрузки равной 30% от номинальной мощности генераторного агрегата.

Графики переходных процессов по току фазы генератора, напряжению возбуждения, частоте вращения и напряжению фазы генератора показаны на рис. 3.

Подключения нагрузки к генератору производится по схеме “звезда-звезда” с изолированной нейтралью. Нагрузка симметричная.

Как видно из графиков переходных процессов, значение тока фазы и времени переходного процесса – не вызывают срабатывания ни системы защиты ни системы аварийно-предупредительной сигнализации.

Исследуем работу системы при подключении активно-индуктивной нагрузки соизмеримой мощности генераторного агрегата.

Графики переходных процессов по току фазы генератора, напряжению возбуждения, частоте вращения и напряжению фазы генератора показаны на рис. 4.

Как видно из графиков переходных процессов, значение тока фазы и времени переходного процесса – неудовлетворительные.

Выводы.

В современных системах управления электроэнергетическими установками начинают активно использовать прогнозирование поведения системы с помощью математических моделей.

Такой подход позволяет предупреждать непредвиденные аварийные ситуации до их появления в реальной установке.

Крупные компании-производители оборудования систем управления и систем управления частично внедряют этот подход.

В данной статье описана компьютерная программа, разработанная авторами, которая содержит в себе математическую модель судовой электроэнергетической установки и блок оценки качества результатов моделирования.

Приведены результаты моделирования различных режимов работы судовой электроэнергетической установки.

Была произведена оценка результатов моделирования на основе приведенных требований нормативных документов.

Рассмотрены возможности использования, разработанной программы, для обучения обслуживающего персонала.

Список литературы

1. Концепт виртуального капитанского мостика от Rolls-Royce: корабль без экипажа [Электронный ресурс] URL: <http://www.novate.ru/blogs/151214/29126>
2. Войтецкий И. Е. Компьютерная программа для исследования режимов работы судовой электроэнергетической установки / И. Е. Войтецкий // Судовые энергетические установки: науч.-техн. сб. – 2007. – № 19. – С. 75-79.
3. Токарев Л. Н. Дифференциальные уравнения (электрических цепей, машин, преобразователей) / Л. Н. Токарев. – СПб.: ЛИТЕО, 2017. – 264с.
4. Krause P. C. Analysis of Electric Machinery and Drive Systems 3rd Edition / P. C. Krause, O. Wasynczuk, S. D. Sudhoff, S. Pekarek // Wiley-IEEE Press. – 2013. – P. 680.
5. Вишнеvский Л. В., Войтецкий И. Е., Веретенник А. М. Выбор критерия для оценки процесса включения генераторов на параллельную работу / Л. В. Вишнеvский, И. Е. Войтецкий, А. М. Веретенник // Автоматика. Автоматизация. Электротехнические комплексы и системы. – 2007. – № 2(20). – С. 136-139.
6. Вишнеvский Л. В., Веретенник А. М., Муха Н. И., Козырев И. П. Моделирование включения синхронных генераторов в судовую сеть / Л. В. Вишнеvский, А. М. Веретенник, Н. И. Муха, И. П. Козырев // Электромашинобуд. та електрообл. – 2006. – Вып. 66. – С. 201-204.

References (transliterated)

1. Konsept virtualnogo kapitanskogo mostika ot Rolls-Royce: korabl bez ekipazha [Rolls-Royce virtual captain bridge concept: ship without crew. Elektronnyu resyrs]. URL: <http://www.novate.ru/blogs/151214/29126>. (Rus)
2. Voytetskiy I. E. Komputernaya programma dlya issledovaniya regimov raboty sydovoi elektroenergeticheskoi ustanovki [A computer program for a marine electric power plant operating modes research]. *Sydovie energeticheskie ustanovki: naych.-tehn. sb.* 2007, no. 19, pp. 75-79. (Rus)
3. Tokarev L. N. Diferencialnie uravneniya (elektricheskikh cepey, mashin, preobrazovateley) [Differential equations (electric circuits, machines, converters)]. SPb, LITEO, 2017, 264 p. (Rus)
4. Krause P. C. Analysis of Electric Machinery and Drive Systems 3rd Edition. Wiley-IEEE Press, 2013, P. 680.
5. Vishnevskiy L. V., Voytetskiy I. E., Veretennik A. M. Vibor criteriya dlya ocenki processa vklucheniya generatorov na parallelnuyu raboty [Choice of criteria for evaluating the process of switching generators on parallel operation]. *Avtomatika. Avtomatizaciya. Electrotehnicheskie kompleksi i sistemi.* 2007, no. 2(20), pp. 136-139. (Rus)
6. Vishnevskiy L. V., Veretennik A. M., Myha N. I., Kozirev I. P. Modelirovanie vklucheniya sinchronnih generatorov v sydovuyu set. [Synchronous generators in the ship power network switching mode simulation]. *Elektromashinobud. ta elektroobl.* 2006, Vip. 66, pp. 201-204. (Rus)

Поступила (received) 31.01.2020

Бібліографічні описи / Библиографические описания / Bibliographic descriptions

Вишнеvський Л. В. Модельно-орієнтована система підтримки прийняття рішень для підвищення безаварійності судової електроенергетичної установки / Л. В. Вишнеvський, І. С. Войтецький, Т. О. Войтецька // Вісник Національного технічного університету «ХПІ». Серія: «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії». – 2020. – № 3 (1357). – С. 36-40. – doi:10.20998/2409-9295.2020.3.06.

Вишнеvский Л. В. Модельно-ориентированная система поддержки принятия решений для повышения безаварийности судовой электроэнергетической установки / Л. В. Вишнеvский, И. Е. Войтецкий, Т. А. Войтецкая // Вісник Національного технічного університету «ХПІ». Серія: «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії». – 2020. – № 3(1357). – С. 36-40. – doi:10.20998/2409-9295.2020.3.06.

Vishnevskiy L. V. Model-oriented decision-making support system for the safe operation of the ship electric power plant improvement / L. V. Vishnevskiy, I. E. Voytetskiy, T. A. Voytetskaya // Bulletin of NTU "KhPI". Series: "Electric machines and electromechanical energy conversion." – 2020. – No. 3(1357). – P. 36-40. – doi:10.20998/2409-9295.2020.3.06.

Відомості про авторів / Сведения об авторах / About the Authors

Вишнеvський Леонід Вікторович (Вишнеvский Леонид Викторович, Vishnevskiy Leonid Viktorovich) – доктор технічних наук, професор, Національний університет «Одеська морська академія», завідувач кафедри «Автоматизації судових паросилових установок» НУ «ОМА»; м. Одеса, Україна, тел. (063)563-22-38; e-mail: leovikvish@gmail.com.

Войтецький Ігор Євгенович (Войтецкий Игорь Евгеньевич, Voytetskiy Igor Evgenievich) – Національний університет «Одеська морська академія», старший викладач кафедри «Автоматизації судових паросилових установок» НУ «ОМА»; м. Одеса, Україна, тел. (068)192-73-72; ORCID: 0000-0003-1143-3779; e-mail: ivoytetsky@rambler.ru.

Войтецька Таїсія Олександрівна (Войтецкая Таисия Александровна, Voytetskaya Taisiya Oleksandrovna) – кандидат технічних наук, старший викладач, Одеський національний політехнічний університет, старший викладач кафедри «Комп'ютерних технологій автоматизації» ОНПУ; м. Одеса, Україна, тел. (050)502-97-60; ORCID: 0000-0002-6518-5099; e-mail: bela_donna@mail.ru.

Л. А. БІЛИЙ, О. С. ПОЛІЩУК, С. П. ЛІСЕВИЧ, А. О. ПОЛІЩУК

ФЕРОРЕЗОНАНСНІ РЕЖИМИ РОБОТИ СИНХРОННИХ МАШИН

Иллюстрируются широкие возможности нахождения всех устойчивых и неустойчивых феррорезонансных режимов работы и визначення границь зони самозбудження синхронних генераторів на основі моделі чутливості змінних стану до початкових умов. Апробація методу проведено на прикладі синхронного генератора, диференціальні рівняння якого мають нормальну форму Коші і який працює у режимі двофазного вмикання на емність при обриві третьої фази.

Ключові слова: синхронна машина, феррорезонансний режим, модель чутливості до початкових умов, зона стійкості.

Иллюстрируются широкие возможности нахождения всех устойчивых и неустойчивых феррорезонансных режимов работы и определение границь зоны самозбудження синхронных генераторов на основе модели чувствительности переменных состояния к начальным условиям. Апробація метода проведено на примере синхронного генератора, дифференциальные уравнения которого имеют нормальную форму Коши и работающий в режиме двухфазного включения в емкость при обрыве третьей фазы.

Ключевые слова: синхронная машина, феррорезонансный режим, модель чувствительности к начальным условиям, зона устойчивости.

Purpose. It is proposed to use the method of sensitivity of variable models to the initial conditions for the calculation of ferroresonance modes of operation of saturated electric machines. **Methodology.** The calculation algorithms are based on Newton's iterative formula. The initial values of the variables determine the area of attraction of stable or unstable modes. **Results.** The results are illustrated by an example of the analysis of the most difficult modes of operation - two-phase switching on the capacity of a synchronous generator at the breakage of the third phase. **Originality.** The originality of the method is the ability to determine all the stable and unstable modes, as well as the self-excitation zone of the synchronous generator. **Practical value.** The method is universal and can be used to investigate resonance phenomena in any circle using steel.

Keywords: synchronous machine, ferroresonance mode, initial conditions sensitivity model, stability zone.

Вступ. Неявнополюсні машини змінного струму на сучасному етапі розвитку електроенергетики займають провідне місце в системі енергогосподарства промислово розвинених країн. Тому зрозуміло, наскільки важливим є подальше вивчення усіх процесів, які мають місце при їх роботі.

Синхронна машина, що працює на активно-емнісне навантаження, є коливальною системою, яка складається з періодично змінюваної індуктивності фазових обмоток, ємності і активного опору. У цій системі при певних умовах може початися довільне наростання струму у контурах машини, тобто самозбудження, що є одним із різновидів статичної нестійкості режиму роботи синхронної машини.

Резонансні явища в колах зі сталлю відомі давно, але лише з розвитком теорії нелінійних коливань ці явища отримали достатньо повне теоретичне обґрунтування, коли для їх дослідження було застосовано методи Ляпунова і Пуанкаре. Метод малого параметра використовувався для кількісної оцінки коливань з достатньою для практичних результатів точністю. Метод фазового портрету і аналіз фазової структури дав можливість якісної оцінки систем другого порядку. Ця теорія поступово було поширено на автономні і неавтономні системи.

Не дивлячись на складність і обмежені можливості математичного апарату, теорія нелінійних коливань розкрила ряд особливостей, які принципово відрізняють нелінійні коливальні системи від лінійних. До цих особливостей, у першу чергу, слід віднести стрибкоподібну зміну режиму коливань при зміні параметрів схеми, виникнення субгармонічного резонансу, тобто резонансу на частотах, відмінних від частоти вимушуючої сили.

Через відсутність математично строгого методу аналізу коливальних систем виникла необхідність застосування різних методів для дослідження явищ феррорезонансу: побудови рівнянь з періодичними коефі-

цієнтами (метод Ляпунова); малого параметра; комплексних амплітуд. Для оцінки стійкості періодичних коливань в нелінійному колі також необхідно було використовувати різні методи та критерії [1].

Постановка завдання. Запропонований нами метод побудови моделі чутливості до початкових умов на основі єдиного математичного апарату – теорії нелінійних диференціальних рівнянь, дає змогу знайти у часових межах, з наперед заданою точністю, усі стійкі та нестійкі розв'язки, визначити їх стійкість, а в разі потреби – параметричну чутливість нелінійної системи до зміни її параметрів.

У нелінійних колах з обертальними машинами явище феррорезонансу нероздільне з явищем самозбудження. Така єдність пояснюється загальністю фізичної природи, а саме – параметричним походженням обох видів резонансу [2, 3].

Основний матеріал. Покажемо ефективність застосування методу побудови моделі чутливості до початкових умов для розрахунку феррорезонансних режимів насичених електричних машин. Він дає змогу знайти граничні режими, які відповідають синхронному самозбудженню, тобто втраті стійкості на основній частоті.

Проілюструємо розв'язування таких задач на прикладі одного з найбільш важких режимів роботи – двофазного вмикання на емність синхронного генератора при обриві третьої фази, математична модель якого міститься в [4].

У розрахунках використано наступні дані: $r_s = 7 \text{ Ом}$; $r_f = 5 \text{ Ом}$; $\alpha_s = 82,6 \text{ Гн}^{-1}$; $\alpha_f = 4,3 \text{ Гн}^{-1}$; $u_f = 14 \text{ В}$; $\omega = 314 \text{ ел. рад/с}$; $C = 0,6369 \cdot 10^{-4} \text{ мкФ}$.

Для апроксимації кривої намагнічування використано сплайн:

$$\Psi_m = \begin{cases} 0,0216 \cdot i_m + 1,964 - 2,154 \exp(-0,258 \cdot i_m), & i_m > 2; \\ 0,365 \cdot i_m, & i_m \leq 2. \end{cases}$$

Об'єктом дослідження з вказаними вище параметрами та характеристикою намагнічування був модельний синхронний генератор, виконаний на основі машини АК52-4 ($P_H = 4,5$ кВт, $U_H = 230$ В, $I_H = 11,3$ А).

Покажемо надзвичайно широкі можливості методу побудови моделі чутливості до початкових умов стосовно знаходження усіх стійких і нестійких ферорезонансних режимів роботи та визначення границь зони самозбудження синхронного генератора при двофазному вмиканні його на ємність і обриві третьої фази.

Початкове наближення визначає зону притягання стійких або нестійких режимів.

Пряме інтегрування рівнянь стану аж до усталення процесу, в разі довготривалого перехідного процесу, вимагає проходження часового інтервалу $[0, T]$, що дорівнює десяткам, а часто і сотням періодів. Подана на рис. 1 осцилограма яскраво ілюструє ефективність методу побудови моделі чутливості до початкових умов при розрахунку ферорезонансних режимів. Крім того, пряме інтегрування рівнянь стану не дає змоги знайти нестійкі режими.

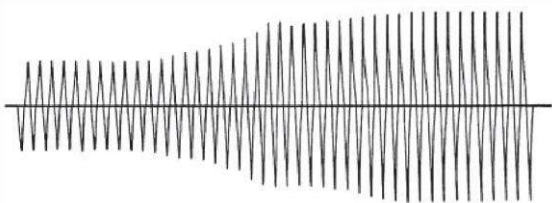


Рис. 1 – Осцилограма самозбудження модельного синхронного генератора у режимі двофазного вмикання на ємність при обриві третьої фази

На рис. 2 наведено результати розрахунку і експерименту ферорезонансного режиму в системі синхронний генератор-конденсатор, що має два стійких і один нестійкий стани. Криву (1) одержано при нульовому наближенні, а криву (2) – при достатньо великому, криву (3), що відповідає нестійкому станові – при середньому арифметичному значенні початкових умов входження в періодичні стійкі стани. Суцільні криві отримано при розрахунку, а криві, позначені зірочками, – в результаті експерименту із осцилограми (див. рис. 1).

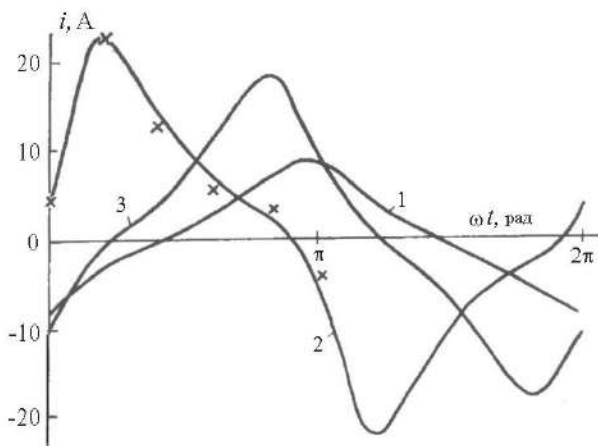


Рис. 2 – Криві струмів якоря модельного синхронного генератора при роботі: 1 – у стійкому режимі до самозбудження; 2 – у стійкому режимі після самозбудження; 3 – у нестійкому режимі

Стійкі стани отримано за три ітерації, нестійкий – за чотирнадцять.

Діюче значення струму якоря визначається як сумарне значення струмів у вузлових точках, рівномірно віддалених на періоді, та розділене на кількість вузлів на періоді.

$$I_s = \sum_{n_j=1}^n i_{sj}$$

де n – кількість точок на періоді; i_{sj} – струм якоря в j -му вузлі.

Для отримання усталеного значення струму якоря в першому стійкому режимі як початкове наближення використано значення струму $i_s(0) = -7$ А. Як бачимо, мети досягнуто за шість ітерацій формули Ньютона (рис. 4). Величина амплітудного значення струму $i_s = 20,1$ А вказує на те, що цей режим відповідає точці b'' залежності (рис. 3).

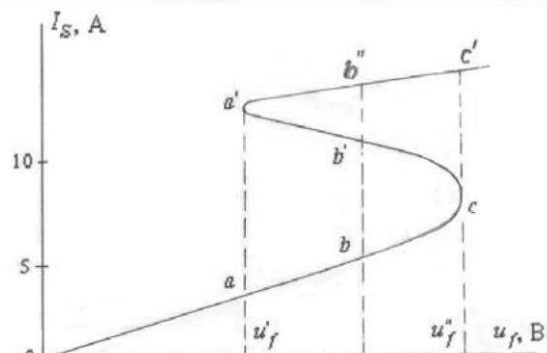


Рис. 3 – Залежність діючого значення струму якоря від напруги збудження модельного синхронного генератора, яка ілюструє багатозначність періодичних режимів при ферорезонансі

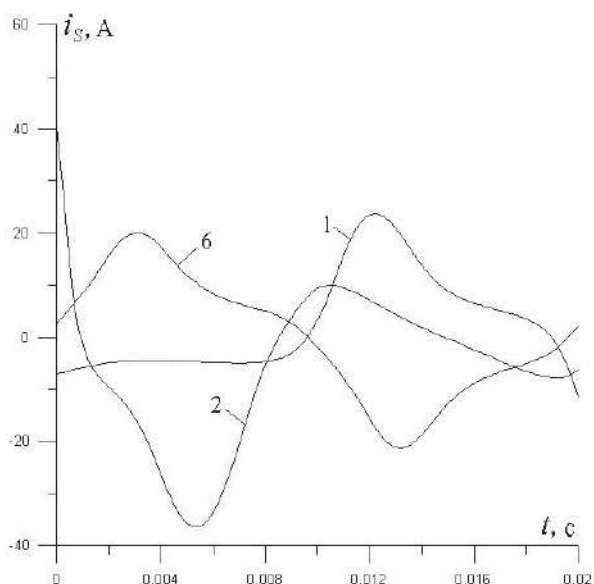


Рис. 4 – Розрахункові криві струму якоря на шести ітераціях, що призвели до першого стійкого періодичного режиму модельного синхронного генератора

Зона притягання другого стійкого режиму, який характеризується періодичними значеннями струмів якоря та індуктора, а також напруги на конденсаторі

модельного синхронного генератора, що працює в режимі двофазного включення на ємність при обриві третьої фази, знайдено при нульових початкових умовах, тобто $i_S(0) = 0$, $i_f(0) = 0$. Ці початкові умови протягом двох послідовних ітерацій формули Ньютона призвели до усталених значень струму якоря (рис. 5).

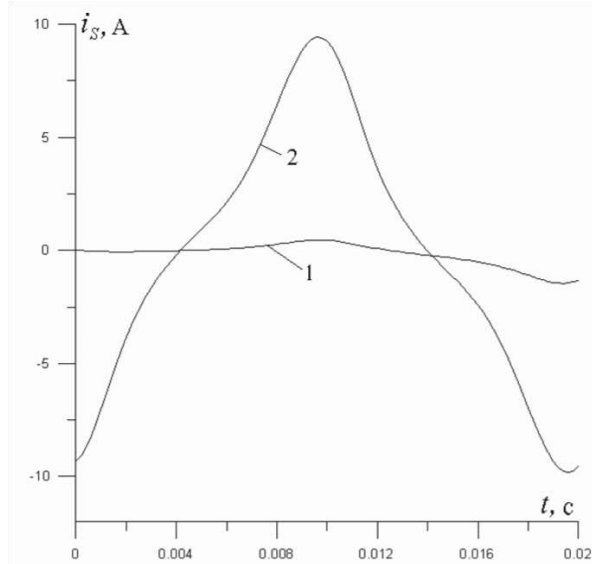


Рис. 5 – Розрахункові криві струму якоря на двох послідовних ітераціях, що призвели до другого стійкого періодичного режиму модельного синхронного генератора

Амплітудне значення струму якоря, що дорівнює приблизно 10 А, дає підставу стверджувати, що цей усталений режим відповідає точці *b* залежності $I_S = I_S(U_f)$ (рис. 3). Розрахунок параметрів ферорезонансного контуру, напруг на конденсаторах є необхідним, тому що тільки при наявності ємності у певних умовах може початися довільне зростання струму синхронної машини – явище, яке отримало назву самозбудження. І хоча перед нами не стоїть завдання дослідити умови самозбудження і усіх процесів, що супроводжують його, проте розроблені нами методи аналізу дають змогу успішно розв'язувати їх.

У випадку багатозначності періодичних процесів пряме інтегрування рівнянь стану електротехнічного пристрою не призводить до знаходження усіх стійких і нестійких режимів. Цього недоліку позбавлений метод побудови моделі чутливості до початкових умов.

Наприклад, прийнявши початковими умовами значення струму якоря $i_S(0) = -27$ А, струму індуктора $i_f(0) = -21$ А і напруги на конденсаторі $u_C(0) = -1$ В модельного синхронного генератора з двофазним включенням на ємність та розірваною третьою фазою, потрапимо в зону притягання нестійкого режиму. Розв'язування рівнянь періодичності при вибраних граничних умовах з використанням ітераційної формули Ньютона впродовж дванадцяти ітерацій призводить до періодичного процесу генератора. Враховуючи, що напруга збудження не змінюється при розрахунках усіх трьох режимів, а знайдене значення струму якоря дорівнює приблизно 13 А, робимо висновок про отримання нестійких усталених значень струму якоря (рис. 6).

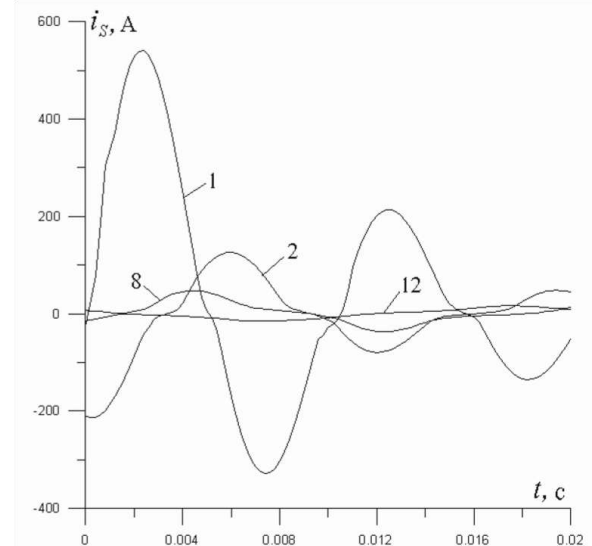


Рис. 6 – Розрахункові криві струму якоря на дванадцяти ітераціях, що призвели до нестійкого режиму модельного синхронного генератора

Порівняльна ілюстрація першого стійкого (1), другого стійкого (2) і нестійкого (3) усталених режимів роботи модельного синхронного генератора у ферорезонансному режимі показано на рис. 7.

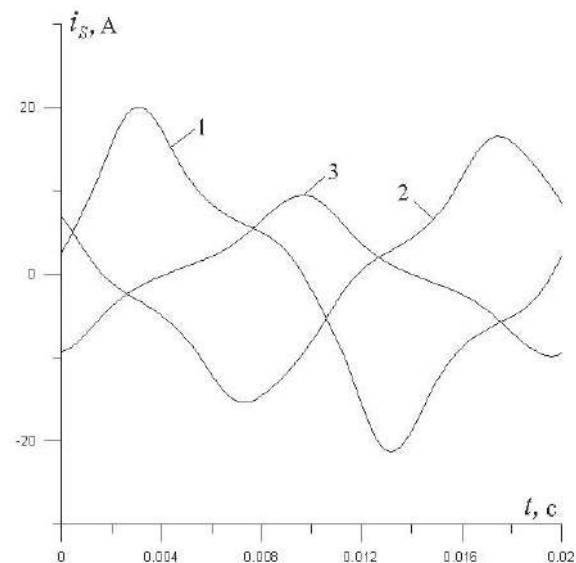


Рис. 7 – Струм якоря у двох стійких до (2) і після (1) самозбудження і нестійкому (3) режимах модельного синхронного генератора

Отже, шляхом варіації початкового наближення, що визначає притягання одного з режимів, отримуємо усі стійкі та нестійкі режими. Крім того, метод побудови моделі чутливості дає змогу аналізувати субгармонічні коливання нелінійних електричних кіл. У цій роботі не ставиться завдання визначити діапазон зміни ємності електричного субкола, при якій можливе виникнення ферорезонансних режимів, хоча ніяких труднощів для розв'язування її методом побудови моделі чутливості не існує.

У випадку синхронного генератора нами було визначено зону його самозбудження іншим способом –

варіацією напруги збудження. Розрахунки показали, що ця зона (рис. 3) знаходиться в межах $u'_f = 5$ В, $u''_f = 15$ В.

Висновки

1. Розрахунок ферорезонансних режимів – складне завдання, розв'язати яке на основі інтегрування рівнянь стану до усталення процесу не завжди можливо через накопичення похибок чисельного інтегрування, особливо для довготривалих перехідних процесів. Крім того, пряме інтегрування рівнянь стану не дає змоги знайти нестійкі режими. Використання позачасових методів недоцільне через їх громіздкість та низьку точність.

2. Найбільш доцільною для розв'язування такого класу завдань є ідея безпосереднього отримання стаціонарного в обхід перехідного процесу при певному виборі початкових умов. Такий підхід дає змогу на основі одного алгоритму розв'язати такі завдання як розрахунок перехідних і усталених процесів та визначення статичної стійкості.

3. Ефективність використаного методу та його точність ілюструється розрахунком стійких і нестійкого станів синхронного генератора, який працює на активно-ємнісне навантаження.

Список літератури

1. Козий Б. І. Влияние насыщения на самовозбуждение неявнополюсного синхронного генератора, работающего на активно-емкостную нагрузку / Б. И. Козий, Р. В. Фильц // Изв. вуз., Электромеханика. – 1971. – № 11. – С. 31-35.
2. Долгинов А. И. Резонанс в электрических сетях и системах / А. И. Долгинов. – Л.: ГосЭнергоиздат, 1957. – 328 с.
3. Бессонов Л. А. Автокосебания в электрических цепях со сталью / Л. А. Бессонов. – М.; Л.: ГосЭнергоиздат, 1958. – 303 с.
4. Чабан В. И. Расчет феррорезонансных режимов синхронной машины. / В. И. Чабан, Л. А. Бильий // Изд. «Наукова думка», «Техническая электродинамика». – 1975. – С. 98-101.
5. Білий Л. А. Аналіз періодичних процесів електро-енергетичних пристроїв на основі матриці переходу станів / Л. А. Білий, О. С. Поліщук, О. Л. Шпак, С. П. Лісевич // Вісник НТУ «Харківський політехнічний інститут». – 2019. – № 4 (1329). – С. 111-114.

References (transliterated)

1. Kozij B. I., Fil'c R. V. Vlijanie nasyshhenija na samovozbuzhdenie nejavnopoljusnogo sinhronnogo generatora, rabotajushhego na aktivno-emkosnuju nagruzku. [The effect of saturation on the self-excitation of a non-polar synchronous generator operating on the active-capacitive load] *Izv. vuz., Jelektromehanika*, 1971, no. 11, pp. 31-35.
2. Dolginov A. I. *Rezonans v jelektricheskix setjah i sistemah*. [Resonance in electrical networks and systems]. Moscow; Leningrad, GosJenergoizdat, 1957, 328 p.
3. Bessonov L. A. *Avtokolebanija v jelektricheskix cepjah so stal'ju*. [Self-oscillations in circuits with steel]. Moscow; Leningrad, GosJenergoizdat, 1958, 303 p.
4. Chaban V. I., Bilyj L. A. Raschet ferrorezonansnyh rezhimov sinhronnoj mashiny. [Calculation of ferresonance modes of synchronous machine] *Izd. "Naukova dumka", "Tehnicheskaja jelektrodinamika"*, 1975, pp. 98-101.
5. Bilyj L. A., Polishchuk O. S., Shpak O. L., Lisevych S. P. Analiz periodychny'x procesiv elektroenergetychny'x pry'str oyiv na osnovi matry'ci perexodu staniv. [Analysis of periodic processes of electric power devices based on the state transition matrix] *Bulletin of NTU "Kharkiv Polytechnic Institute"*, no. 4 (1329), 2019, pp. 111-114.

Надійшла (received) 31.01.2020

Бібліографічні описи / Библиографические описания / Bibliographic descriptions

Білий Л. А. Ферорезонансні режими роботи синхронних машин / Л. А. Білий, О. С. Поліщук, С. П. Лісевич, А. О. Поліщук // Вісник Національного технічного університету «ХПІ». Серія «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії». – 2020. – № 3 (1357). – С. 41-44. – doi:10.20998/2409-9295.2020.3.07.

Бильий Л. А. Феррорезонансные режимы работы синхронных машин / Л. А. Бильий, О. С. Полищук, С. П. Лисевич, А. О. Полищук // Вісник Національного технічного університету «ХПІ». Серія «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії». – 2020. – № 3 (1357). – С. 41-44. – doi:10.20998/2409-9295.2020.3.07.

Bilyj L. A. Ferresonance modes of operation of synchronous machines / L. A. Bilyj, O. S. Polishchuk, S. P. Lisevych, A. O. Polishchuk // Bulletin of NTU "KhPI". Series: "Electric machines and electromechanical energy conversion." – 2020. – No. 3 (1357). – P. 41-44. – doi:10.20998/2409-9295.2020.3.07.

Відомості про авторів / Сведения об авторах / About the Authors

Білий Леонід Адамович (Бильий Леонид Адамович, Bilyj Leonid Adamovich) доктор технічних наук, професор, Хмельницький національний університет, тел. +380965410766; ORCID: 0000-0002-9538-6908; e-mail: leonid_bilyi@ukr.net.

Поліщук Олег Степанович (Полищук Олег Степанович, Polishchuk Oleh Stepanovich) доктор технічних наук, доцент, завідувач кафедри машин і апаратів, електромеханічних та енергетичних систем, Хмельницький національний університет, тел. +380987928210; ORCID: 0000-0002-9764-8561; e-mail: opolishchuk71@gmail.com.

Лісевич Світлана Петрівна (Лисевич Светлана Петровна, Lisevych Svitlana Petrivna) старший викладач, Хмельницький національний університет; тел. +380976721369; ORCID: 0000-0002-5501-9038; e-mail: lisevichsv@gmail.com.

Поліщук Андрій Олегович (Полищук Андрей Олегович, Polishchuk Andrii Olehovych) викладач, Хмельницький національний університет, тел. +380978625586; ORCID: 0000-0001-7887-7169; e-mail: andrepol215@gmail.com.

П. С. ЧЕРНІКОВ, В. О. ЯРОВЕНКО, О. І. ЗАРИЦЬКА

ВПЛИВ ЗАКОНІВ УПРАВЛІННЯ ЧАСТОТНОРЕГУЛЬОВАНИМИ ГРЕБНИМИ ЕЛЕКТРОДВИГУНАМИ НА МАНЕВРЕНІ ХАРАКТЕРИСТИКИ ЕЛЕКТРОХОДІВ

Розглянуто електроходи з єдиною судовою електроенергетичною системою. Проаналізовано вплив законів управління частотно-регульованими гребними електродвигунами на маневрені характеристики електроходів. В якості критеріїв обрані показники, що характеризують маневрені характеристики електроходів, якість перехідних процесів в гребній електроенергетичній установці і параметри електроенергії судової мережі. На прикладі реального електроходу розраховані маневрені режими, кількісно оцінені основні показники якості їх виконання і за результатами порівняльного аналізу зроблені висновки на користь поліноміального з оптимізованими коефіцієнтами закону управління.

Ключові слова: гребні електроенергетичні установки; маневрені характеристики пропульсивних комплексів електроходів; закони частотного управління гребними електродвигунами.

Рассмотрены электроходы с единой судовой электроэнергетической системой. Проанализировано влияние законов управления частотно-регулируемыми гребными электродвигателями на маневренные характеристики электроходов. В качестве критериев выбраны показатели, характеризующие маневренные характеристики электроходов, качество переходных процессов в гребной электроэнергетической установке и параметры электроэнергии судовой сети. На примере реального электрохода рассчитаны маневренные режимы, количественно оценены основные показатели качества их выполнения и по результатам сравнительного анализа сделаны выводы в пользу полиномиального с оптимизируемыми коэффициентами закона управления.

Ключевые слова: гребные электроэнергетические установки; маневренные характеристики пропульсивных комплексов электроходов; законы частотного управления гребными электродвигателями.

Relevance. In shipbuilding, there have been trends in the use of electric motion. The most important advantages of electric vessels are the high maneuverability, which contributes to the safety of maneuvering operations. Electric propelling power plants (EPPP) are most often built on the basis of asynchronous frequency-controlled electric motors (EM). More and more attention is being paid to electric vessels with a unified electric power system. Electric propelling plant (EPP) is the largest power consumer. The transient modes of its operation significantly affect the parameters of the electric power of the ship network, which raises the requirements for the quality of transient processes in the EPP. On this basis, both the indicators of maneuverability and the quality of electric power of the ship network should be the quality indicators of the control of the EPP on maneuvers. **Status of the issue under consideration.** Three laws of control of frequency-regulated electric motors are used in the theory of electric motion: at a constant moment; at constant power; at quadratic load. For a real engine, deep frequency control according to one of these laws is not possible, since the motor overload capacity will either be lowered at low frequencies or overestimated in nominal mode. Constant overload capability can only be ensured if there is a variable correlation between voltage and frequency. In the case of frequency control of electric ships' electric motors, the task becomes more difficult, since a set of indicators characterizing the ship's maneuvering characteristics, transient processes in the EPPP and the parameters of electric power of the ship network should be chosen as the criteria of regulation quality. This leads to the need to clarify the control laws. The purpose of the work is the search for frequency control laws of electric motors that are able to provide better maneuverability of electric vessels. **Research results.** A structural diagram of EPPP as part of an electric ship's propulsive complex has been made. A mathematical model of transient operation modes has been worked out on its basis. An algorithm and a package of application programs for calculating the basic mode indices of the complex have been developed. The estimation procedure of the basic indicators of quality of maneuver operation performance is worked out. The model and method of calculation make it possible to study the influence of EM control laws on the electric ships' maneuvering characteristics, on transient processes in the EPPP and on the parameters of electric power of the ship network. The research was carried out on the example of the science-research vessel MV SANCO STAR. Maneuver modes for various control laws are calculated and the performance indicators of maneuver operations are evaluated. A comparative analysis of the results made it possible to find the best EM control laws on maneuverers. **Conclusions.** With respect to electric vessels with frequency-controlled electric motors, the proportional control law has significant advantages over other control laws. At the same time, increasing the supply voltage of the EM in transient modes opens the possibility of increasing the efficiency of performing maneuver operations. It is recommended to form the control laws of the EM voltage as analytical dependencies, in which the correlation between the relative voltage and the relative frequency changes gradually depending on the depth of regulation. Specific analytical dependencies are obtained from the results of optimization calculations of control laws.

Keywords: electric propelling power plants; maneuvering characteristics of electric ships' propulsive complexes; the laws of frequency control of electric motors.

Актуальність. Тенденції розвитку суднобудівництва все більш пов'язані з використанням електродвигунів в судових пропульсивних установках. Такий тип приводу гребних рушіїв є доцільним для: суден-криголомів, гребні гвинти яких працюють в надважких умовах; круїзних суден; великотоннажних танкерів, газозовів зрідженого природного газу (LNG), які відрізняються гнучкістю щодо швидкості й дальності ходу, типу палива; паромів; науково-дослідницьких суден та інш. Найважливішими перевагами електроходів є високі маневрені властивості, що в першу чергу сприяє безпеці виконання маневрених операцій. Інтерес до використання електродвигунів незмінно росте.

Гребні електроенергетичні установки (ГЕЕУ) частіше за все будуються на основі асинхронних частотно-керованих гребних електродвигунів (ГЕД). ГЕЕУ

електрохода представляє собою складну електромеханічну систему, яка є невід'ємною частиною єдиного судового пропульсивного комплексу. У склад комплексу входять: теплові двигуни, синхронні генератори, перетворювачі енергії, гребні електродвигуни, рушії, кермо та корпус судна.

В останні роки все більша увага приділяється електроходам з єдиною судовою електроенергетичною системою (ЄЕЕС). Така установка забезпечує живленням і систему електродвигунів (гребну електричну установку), і загальносуднові споживачі. Пропульсивний комплекс електрохода з єдиною судовою електроенергетичною системою надано на рис. 1.

Як показує практика, ЄЕЕС мають низку незаперечних переваг перед автономними системами електродвигунів. Найбільшою мірою ці переваги проявляються

© П. С. Черніков, В. О. Яровенко, О. І. Заричька. 2020

на: суднах, у яких є потужні споживачі, що працюють у режимі, роздільному в часі від системи електроруху; на судах, що працюють у режимі позиціонування. Застосування єдиних систем електроруху дозволяє: скоротити кількість генераторних агрегатів, зменшити масогабаритні характеристики джерел електроенергії,

знизити витрати енергії і шкідливих викидів у навколишнє середовище, поліпшити компонування енергетичного обладнання (звільнивши при цьому додаткові площі), підвищити надійність суднової електроенергетичної установки.

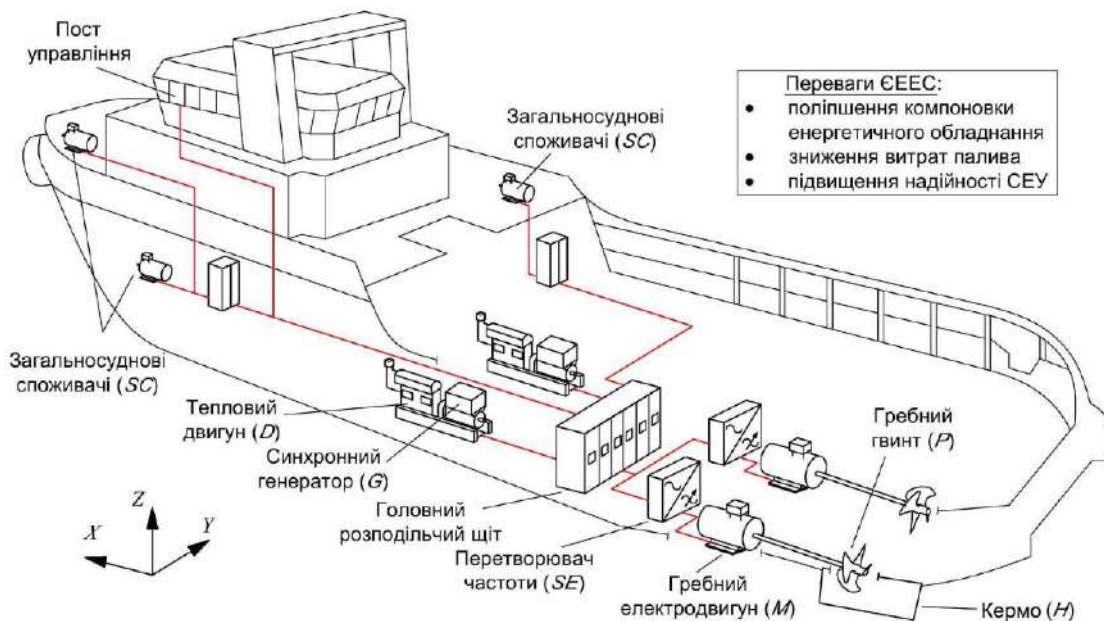


Рис. 1 – Пропульсивний комплекс електрохода з єдиною електроенергетичною системою

Гребна електрична установка – найбільший по потужності споживач, тому перехідні режими її роботи неминуче позначаються на параметрах електроенергії суднової мережі. Той факт, що загальносуднові споживачі електроенергії отримують живлення від загальних шин суднової електростанції, істотно підвищує вимоги до якості протікання перехідних процесів в ГЕУ і параметрів електроенергії суднової мережі. Відповідно до вимог міжнародного стандарту [1], ця якість визначається насамперед:

- частотними характеристиками;
- характеристиками напруги;
- пусковими характеристиками генераторних агрегатів;
- характеристиками паралельної роботи генераторних агрегатів.

Виходячи з цього, показники якості маневрування і показники якості електроенергії повинні розглядатися як єдиний комплекс показників роботи СЕЕС. Підвищення маневреності електроходів із забезпеченням при цьому відповідної [1] якості електроенергії є досить актуальним завданням.

Управління рухом електрохода здійснюється з поста управління (на містку). Положення рукоятки визначає відносну частоту напруги живлення ГЕД α , і відносну напругу живлення – $\gamma = \gamma(\alpha)$. Від цих двох сигналів управління у великій мірі і залежить якість перехідних процесів в ГЕУ, маневрені якості електрохода, параметри електроенергії суднової мережі й, відповідно, якість роботи загальносуднових споживачів.

Стан питання, що розглядається. Закон управління відносно напругою $\gamma = \gamma(\alpha)$ частотно-регульованими асинхронними електродвигунами визначається характером навантаження на валу $M_C(\omega)$. Відповідно до принципу побудови суднової електроенергетичної системи і характеру навантаження на ГЕД, в теорії електроруху використовують три закони управління [2]:

- а) при постійному моменті – $\frac{\gamma}{\alpha} = \text{const}$;
- б) при постійній потужності – $\frac{\gamma}{\alpha^{0,5}} = \text{const}$;
- в) при вентиляторному навантаженні – $\frac{\gamma}{\alpha^2} = \text{const}$.

При частотному регулюванні реальним асинхронним двигуном доводиться враховувати зміну параметрів схеми заміщення (через насичення головного магнітного кола), витиснення струму в роторі і насичення зубцевого шару потоками розсіювання [2]. Найбільш істотний негативний вплив на характеристики асинхронного двигуна вносить падіння напруги в активному опорі статора r_1 . Зі зменшенням частоти струму і індуктивних опорів цей вплив різко зростає.

У зв'язку з цим, для реального двигуна глибоке регулювання частоти ($\alpha < 0,3$) за допомогою одного з вказаних законів управління стає неможливим. У цьому разі перевантажувальна здатність буде або занижена на малих частотах, або завищена в номінальному

режимі. Постійна перевантажувальна здатність може бути забезпечена тільки при змінному співвідношенні між напругою і частотою [2]

$$\frac{\gamma}{\alpha^v} = \text{const.}$$

При зменшенні частоти показник ступеню v в цьому вираженні повинен теж плавно змінюватися, тобто при регулюванні частоти один закон управління плавно перетікає у другий.

Таким чином, не існує однозначної залежності показника ступеню v від частоти струму. І це все при тому, що критеріями якості управління вибираються показники, що оцінюють показники роботи саме електродвигунів. При частотному управлінні гребними електродвигунами електроходів задача стає складнішою, оскільки критеріями якості регулювання слід

оби рати показники, які в першу чергу характеризують маневрені характеристики судна, перехідні процеси в ГЕЕУ і параметри електроенергії суднової мережі. Зміна критеріїв оптимальності неминуче приведе до необхідності зміни законів управління. Пошук законів частотного управління гребними електродвигунами, які здатні забезпечити найліпші значення цих показників є **метою роботи**.

Метод рішення задачі.

Структурна схема гребної електроенергетичної установки «тепловий двигун – синхронний генератор – перетворювач частоти – асинхронний двигун» у складі пропульсивного комплексу електрохода представлена на рис. 2. Вона відповідає загальноприйнятому в теорії електрорухоу варіанту компонування електроенергетичної установки [3 – 4] з класичним варіантом приводу гребних гвинтів.

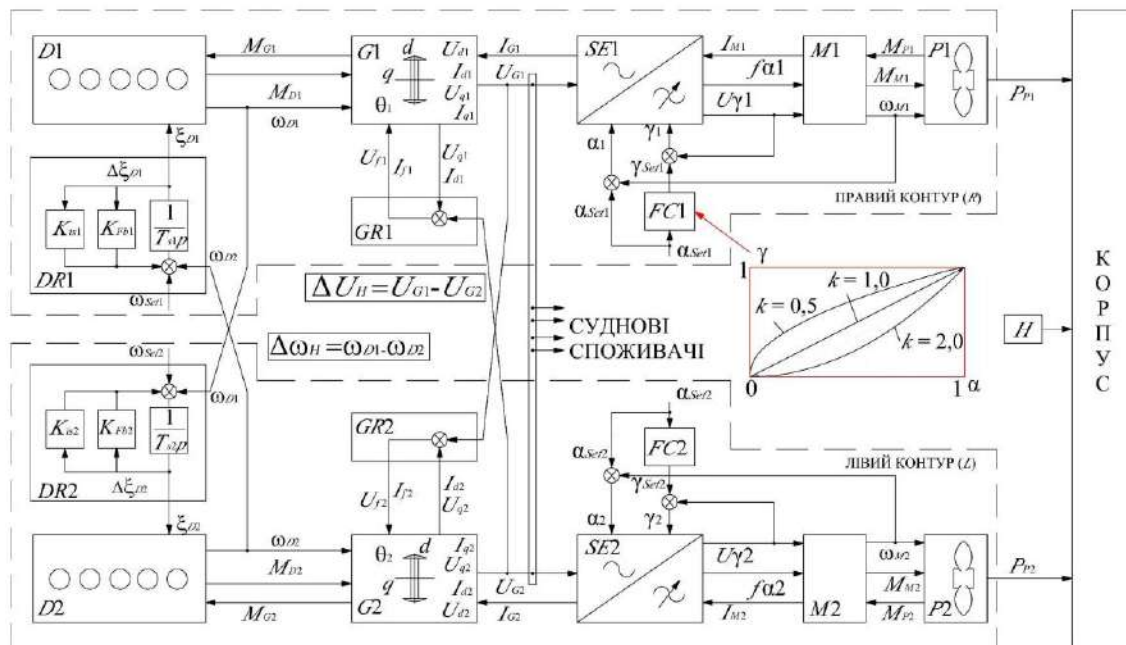


Рис. 2 – Структурна схема пропульсивного комплексу електрохода

До складу пропульсивного комплексу входять два контури. На рис. 2:

- D – теплові двигуни;
- G – синхронні генератори (СГ);
- SE – частотні перетворювачі електроенергії;
- M – асинхронні гребні електродвигуни;
- P – гребні гвинти;
- H – кермо;
- $КОРПУС$ судна.

На схемі також показані елементи системи автоматичного регулювання й основні параметри, що зв'язують силові блоки та управляючі сигнали:

- DR – регулятори частоти обертання первинного двигуна;
- GR – автоматичні регулятори напруги генератора;
- M_D – обертаючий момент теплового двигуна;
- ω_D – кутова швидкість обертання теплового

двигуна;

- M_G – момент опору генератора;
- U_d – напруга генератора по поздовжній осі (внутрішня координата);
- U_q – напруга генератора по поперечній осі (внутрішня координата);
- I_d – струм генератора по поздовжній осі (внутрішня координата);
- I_q – струм генератора по поперечній осі (внутрішня координата);
- U_G – напруга на виході генератора;
- ω_{set} – уставка кутової швидкості обертання регулятора швидкості обертання теплового двигуна;
- ξ_D – хід рейки паливного насоса;
- $\Delta\xi_D$ – приріст ходу рейки паливного насоса;
- $1/T_{sp}$ – ланка сервомотора;
- K_{Fb} – коефіцієнт підсилення ланки жорсткого зворотнього зв'язку;

- K_{is} – коефіцієнт підсилення гнучкого (ізодромного) зворотнього зв'язку;
- U_f – напруга збудження синхронного генератора;
- I_f – струм збудження синхронного генератора;
- I_G – струм синхронного генератора;
- I_M – струм гребного електродвигуна;
- α_{Set} – відносна частота перетворювача (значення, що задається);
- γ_{Set} – відносна напруга перетворювача (значення, що задається);
- α – відносна частота на виході перетворювача (з урахуванням зворотних зв'язків);
- γ – відносна напруга на виході перетворювача (з урахуванням зворотних зв'язків);
- FC – функціональний перетворювач, що формує закон частотного управління $\gamma = \gamma(\alpha)$;
- M_p – момент гребного гвинта;
- P_p – упор гребного гвинта;
- M_M – обертаючий момент гребного електродвигуна;
- ω_M – кутова швидкість обертання гребного електродвигуна.

Управління рухом судна (управління гребними електродвигунами) в режимі реального часу здійснюється з поста управління. Положення задатчика ПУ визначає відносну частоту напруги живлення ГЕД α , яка формує (за допомогою функціонального блоку FC перетворювача частоти) відносну напругу живлення ГЕД $\gamma = \gamma(\alpha)$.

На базі структурної схеми розроблена математична модель перехідних режимів пропульсивних комплексів електроходів. Вона представлена у роботі [5].

Для аналізу маневрених режимів роботи розроблено алгоритм (та пакет прикладних програм) розрахунку основних режимних показників пропульсивних комплексів електроходів на маневрах та процедура оцінки основних показників якості виконання маневрених операцій.

Базовою є програма, що дозволяє розраховувати поточні значення відносних режимних показників всіх складових частин суднового пропульсивного комплексу під час виконання різноманітних маневрених операцій. Відповідно до неї, при аналізі маневрених режимів:

- розраховуються безрозмірні параметри складових частин комплексу;
- для маневру, який досліджується, вводяться параметри управління відповідно до положень рукояток постів управління та перекладки керма;
- задаються початкові умови;
- відповідно до обраних маневрів формуються сигнали управління кожним силовим контуром;
- розраховуються поточні значення основних режимних показників кожного силового контуру електроенергетичної установки по ходу виконання маневру;
- визначаються гідродинамічні сили й моменти, що діють на судно; розраховуються поточні значення параметрів руху судна в пов'язаній із ним системі координат, а потім – у незв'язаній системі координат.

Остаточні результати розрахунків представляються в числовому вигляді й у вигляді готових графіків зміни в часі режимних показників:

- а) по кожному силовому контуру:
 - кутової швидкості обертання теплового двигуна – ω_D ,
 - обертаючого моменту теплового двигуна – M_D ;
 - потужності теплового двигуна – P_D ;
 - напруги на виході генератора – U_G ;
 - струму генератора – I_G ;
 - струму збудження генератора – I_{fG} ;
 - відносної напруги керування перетворювача – γ ;
 - напруги гребного електродвигуна – U_M ;
 - струму гребного електродвигуна – I_M ;
 - обертаючого моменту гребного електродвигуна – M_M ;
 - кутової швидкості обертання гребного електродвигуна – ω_M ;
- б) по параметрах руху судна:
 - швидкості руху – v ;
 - складової швидкості v по поздовжній осі X – v_X ;
 - складової швидкості v по поперечній осі Y – v_Y ;
 - кутової швидкості обертання навколо осі Z – Ω_Z ;
 - кута дрейфу – β_{DR} ;
 - кута курсу – ψ .

Розроблена математична модель і метод розрахунку основних режимних показників комплексу дають можливість провести дослідження впливу законів управління гребними електродвигунами на маневрені характеристики електроходів, на перехідні процеси в ГЕЕУ і на параметри електроенергії суднової мережі. Це дозволить знайти найкращі закони управління ГЕД на маневрах.

Результати досліджень.

Закони частотного управління для основних типових видів навантаження наведені в таблиці 1.

Таблиця 1 – Закони управління для типових видів навантаження

	Вид навантаження		
	Статичне	Постійна потужність	Вентиляторне
Закони управління	$\frac{\gamma}{\alpha} = \text{const}$	$\frac{\gamma}{\alpha^{0,5}} = \text{const}$	$\frac{\gamma}{\alpha^2} = \text{const}$

Ці закони є фактичним стандартом. Саме вони закладені в системи управління перетворювачами частоти. Отже, управляючим сигналом від поста управління виступатиме частота α . Відповідно до обраного закону частотного управління, функціональний перетворювач FC (рис. 2) формує сигнал управління відносною напругою $\gamma = \gamma(\alpha)$.

Відповідно до поставленої мети, при пошуку найкращого управління $\gamma = \gamma(\alpha)$ гребними електродвигунами критеріями оцінки треба, у першу чергу, обирати показники, що оцінюють ефективність роботи самого судна, як «старшої» системи. Так може бути забезпеченим системний підхід до пошуку оптимальних параметрів законів управління. Це:

- тривалість виконання маневру – T_M ;
- пройдений судном шлях по закінченню маневру – X_1 ;
- відносні витрати енергії на виконання маневру – W .

Показники, які характеризують якість протікання перехідних процесів в ГЕЕУ:

– максимальне збільшення потужності первинних двигунів $P_{Dm} = P_{Dmax} / P_{Dstd}$;

– відхилення кутової швидкості обертання первинних двигунів від номінального значення

$$\Delta\omega_D = (\omega_{Dmax} - \omega_{Dmin}) / \omega_{Dstd};$$

– кидки обертаючого моменту ГЕД при розгоні

$$M_{Macc} = M_{Macc max} / M_{Macc std};$$

– кидки обертаючого моменту ГЕД при реверсі

$$M_{Mrev} = M_{Mrev max} / M_{Mrev std};$$

– кидки струму ГЕД при розгоні

$$I_{Macc} = I_{Macc max} / I_{Macc std};$$

– кидки струму ГЕД при реверсі

$$I_{Mrev} = I_{Mrev max} / I_{Mrev std}.$$

Основні показники, що характеризують динамічні параметри напруги й частоти суднової мережі (відповідно до стандарту ISO 8528-5):

– відносне відхилення частоти суднової мережі при підвищенні і зниженні навантаження

$$\delta f_{dyn}^- = [(f_{dyn min} - f_{Gstd}) / f_{Gstd}] 100 \%,$$

$$\delta f_{dyn}^+ = [(f_{dyn max} - f_{Gstd}) / f_{Gstd}] 100 \%;$$

– відносне відхилення напруги суднової мережі при підвищенні і зниженні навантаження

$$\delta U_{dyn}^- = [(U_{dyn min} - U_{Gstd}) / U_{Gstd}] 100 \%,$$

$$\delta U_{dyn}^+ = [(U_{dyn max} - U_{Gstd}) / U_{Gstd}] 100 \%;$$

– час відновлення частоти при підвищенні – t_{fin} і зниженні – t_{de} потужності;

– час відновлення напруги при підвищенні – t_{uin} і зниженні – t_{ude} потужності.

Дослідження впливу законів управління на показники якості маневрування виконано на прикладі науково-дослідного судна MV SANCO STAR. Це –

дизель-електроход з ЄЕЕС. Основні характеристики судна представлені в табл. 2.

Таблиця 2 – Головні елементи та характеристики судна

Довжина найбільша	80,5 м
Кількість гребних гвинтів	2
Швидкість руху	14 вузлів
Гребні електродвигуни	2 x 2,5 МВт

Розглядався комбінований маневр – «розгін ГЕЕУ – реверс ГЕЕУ до зупинки електрохода». Управління розгоном здійснювалося переключкою рукоятки поста управління від нуля до положення повного ходу (режимні показники виходять у відносну одиницю). Управління реверсом – переключка рукоятки поста управління на «малий хід». Момент реверсу означимо часом в 16 безрозмірних одиниць (б.о.), що відповідає 176 с – в абсолютних одиницях.

Дослідження такого комбінованого маневру проведено для різних законів частотного управління – різних залежностей $\gamma = \alpha^v$ (v – показник ступеню). Для значень (відповідно табл. 1) показника ступеню $v = 0,5$, $v = 1$ і $v = 2$ розраховані маневрені режими, отримані поточні значення обраних режимних показників та оцінені показники якості маневрених операцій.

На рисунку 3, у якості прикладу, представлені поточні значення режимних показників та значення деяких показників якості маневрування у відносних одиницях (в.о.) при управлінні за пропорційним законом $\frac{\gamma}{\alpha} = \text{const}$.

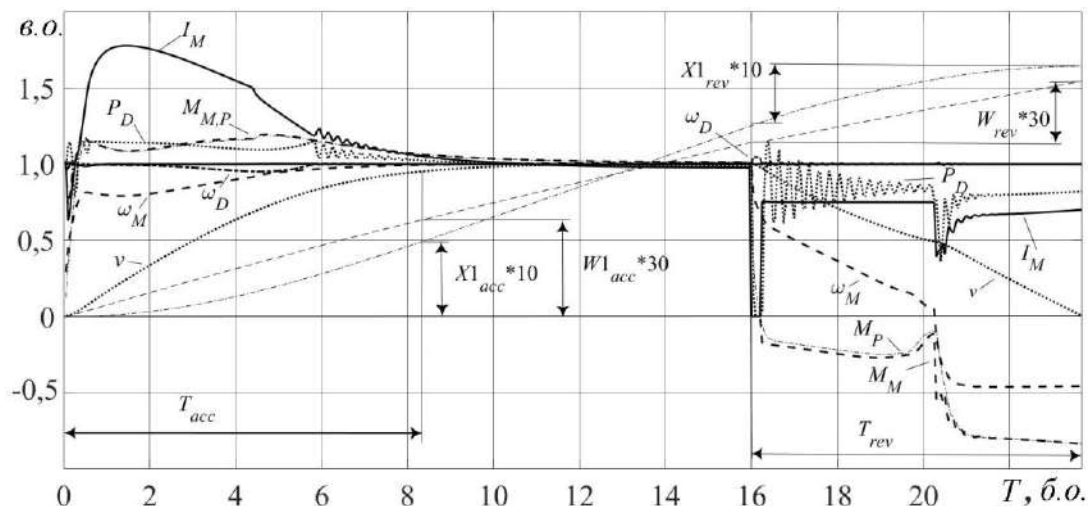


Рис. 3 – Поточні значення режимних показників комбінованого маневру при пропорційному управлінні

Результати аналізу впливу закону частотного управління на маневрені характеристики електроходів зведені у табл. 3 (показники якості маневрування судна), у табл. 4 (показники якості перехідних процесів в ГЕЕУ) і у табл. 5 (показники якості параметрів електроенергії суднової мережі).

Порівняння результатів аналізу показує наступне:

1. Перехід від закону $\frac{\gamma}{\alpha} = \text{const}$ до закону

$\frac{\gamma}{\alpha^{0.5}} = \text{const}$ призводить до збільшення часу розгону

на 2,8 %, а реверса – на 12 %. Відносні витрати палива для розгону зростають на 3,6 %. Пройдений судном шлях та відносні витрати палива для реверса збільшуються на 5,8 % та 18 % відповідно. Зростають

стрибки струму ГЕД (50 %) та максимальне збільшення потужності первинних двигунів (16,8 %) на частот-

но-керованому етапі реверса. Решта показників ГЕЕУ – не змінна.

Таблиця 3 – Показники якості маневрування судна

Функціональна залежність $\gamma = \gamma(\alpha)$	Розгін			Гальмування		
	T_{acc}	$X1_{acc}$	W_{acc}	T_{rev}	$X1_{rev}$	W_{rev}
$\frac{\gamma}{\alpha} = \text{const}$	8,35	4,88	18,93	7,7	3,94	12,17
$\frac{\gamma}{\alpha^{0,5}} = \text{const}$	8,6	4,9	19,61	8,6	4,17	14,38
$\frac{\gamma}{\alpha^2} = \text{const}$	8,85	4,9	19,79	12,05	5,11	19,82

Таблиця 4 – Показники якості перехідних процесів в ГЕЕУ

Функціональна залежність $\gamma = \gamma(\alpha)$	I_{Macc}	M_{Macc}	I_{Mrev}	M_{Mrev}	P_{Dm}	$\Delta\omega_D$
$\frac{\gamma}{\alpha} = \text{const}$	1,77	1,187	0,7	0,6	14,8	8,6
$\frac{\gamma}{\alpha^{0,5}} = \text{const}$	1,79	1,189	1,05	0,65	17,3	8,6
$\frac{\gamma}{\alpha^2} = \text{const}$	1,8	1,19	0,9	0,2	14,9	8,6

Таблиця 5 – Показники якості параметрів електроенергії суднової мережі

Функціональна залежність $\gamma = \gamma(\alpha)$	δf_{dyn}^-	δf_{dyn}^+	δU_{dyn}^-	δU_{dyn}^+	t_{fin}	t_{de}
$\frac{\gamma}{\alpha} = \text{const}$	4,91	4,6	1,5	0,7	2,15	0,4
$\frac{\gamma}{\alpha^{0,5}} = \text{const}$	4,03	4,6	1,07	0,7	2,1	0,4
$\frac{\gamma}{\alpha^2} = \text{const}$	4	4,6	0,4	0,7	2,04	0,4

2. Перехід від закону $\frac{\gamma}{\alpha} = \text{const}$ до закону

$\frac{\gamma}{\alpha^2} = \text{const}$ призводить до збільшення часу розгону на

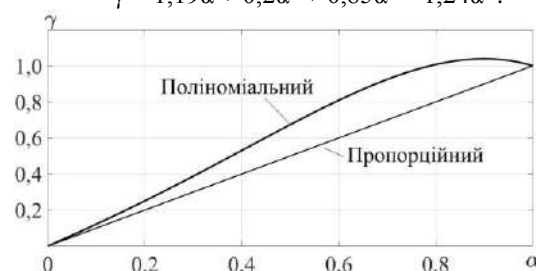
6 %, а реверса – на 37 %. Відносні витрати палива для розгону зростають на 4,5 %. Пройдений судном шлях та відносні витрати палива для реверсу збільшуються на 29 % та 62 % відповідно. Зростають стрибки струму ГЕД (28,5 %) на частотно-керованому етапі реверсу. Решта показників ГЕЕУ залишається майже не змінною.

3. Показники якості електроенергії суднової мережі залишаються майже не змінними і не виходять за межі, які встановлені ДСТУ.

Таким чином, проведені дослідження показали, що найліпші результати дає пропорційний $\frac{\gamma}{\alpha} = \text{const}$ закон управління. У той же час, аналіз результатів розрахунків показує, що є можливість підвищити ефективність виконання маневрених операцій за рахунок підвищення напруги живлення ГЕД на перехідних режимах. Спробуємо довільно задати

залежність $\gamma = \gamma(\alpha)$ кривою, як зображено на рис. 4.

Апроксимація цієї кривої $\gamma = \gamma(\alpha)$ – поліном 4-го ступеню дозволила розрахувати відповідні коефіцієнти та отримати наступне рівняння $\gamma = 1,19\alpha + 0,2\alpha^2 + 0,85\alpha^3 - 1,24\alpha^4$.

Рис. 4 – Закони управління $\gamma = \gamma(\alpha)$

Результати порівняльного аналізу розрахунків тих самих маневрів (розгін і реверс), виконаних при управлінні за пропорційним і за поліноміальним законами наведені у таблиці 6.

Критеріями якості обрані показники маневрування судна. Показники якості перехідних процесів в ГЕЕУ і показники якості електроенергії суднової мережі, як показали розрахунки, істотно не змінилися.

Таблиця 6 – Показники якості маневрування судна при пропорційному та поліноміальному законі управління

Закон управління	Розгін			Гальмування		
	T_{acc}	$X1_{acc}$	W_{acc}	T_{rev}	$X1_{rev}$	W_{rev}
пропорційний	8,35	4,88	18,93	7,7	3,94	12,17
поліноміальний	7,96	4,62	17,41	6,65	3,26	10,1
поліпшення показників якості, %	4,6	5,3	8,0	14,0	17,0	17,0

Порівняльний аналіз даних у табл. 6 показує, що перехід до поліноміального закону управління дозволяє поліпшити основні показники якості маневрування електроходів.

Висновки.

1. Стосовно до електроходів з частотно-керованими гребними електродвигунами пропорційний закон управління має істотні переваги у порівнянні з іншими законами управління.

2. Підвищення напруги живлення ГЕД на перехідних режимах відкриває можливість підвищення ефективності виконання маневрених операцій.

3. Рекомендується на перехідних режимах ГЕЕУ формувати закони управління $\gamma = \gamma(\alpha)$ аналітичними залежностями, в яких зв'язок відносної напруги з відносною частотою плавно змінюється в залежності від глибини регулювання.

4. Конкретні аналітичні залежності $\gamma = \gamma(\alpha)$ можна отримати по результатам оптимізаційних розрахунків законів управління за показниками якості маневрування електроходів.

Список литературы

1. ДСТУ ISO 8528-5:2005 Установки генераторные переменного тока с приводом от поршневых двигателей внутреннего сгорания.

Бібліографічні описи / Библиографические описания / Bibliographic descriptions

Черніков П. С. Вплив законів управління частотнорегульованими гребними електродвигунами на маневрені характеристики електроходів / П. С. Черніков, В. О. Яровенко, О. І. Зарицька // Вісник Національного технічного університету «ХПІ». Серія: «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії». – 2020. – № 3 (1357). – С. 45-51. – doi:10.20998/2409-9295.2020.3.08.

Черников П. С. Влияние законов управления частотнорегулируемыми гребными электродвигателями на маневренные характеристики электроходов / П. С. Черников, В. А. Яровенко, Е. И. Зарицкая // Вісник Національного технічного університету «ХПІ». Серія: «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії». – 2020. – № 3 (1357). – С. 45-51. – doi:10.20998/2409-9295.2020.3.08.

Chernikov P. S. The influence of control laws of frequency-regulated electric motors on electric ships' maneuvering characteristics / P. S. Chernikov, V. A. Yarovenko, E. I. Zaritskaya // Bulletin of NTU "KhPI". Series: "Electric machines and electromechanical energy conversion." – 2020. – No. 3 (1357). – P. 45-51. – doi:10.20998/2409-9295.2020.3.08.

Відомості про авторів / Сведения об авторах / About the Authors

Черніков Павло Сергійович (Черников Павел Сергеевич, Chernikov Pavel Sergeevich), кандидат технічних наук, Одеський національний морський університет, доцент кафедри експлуатації суднового електрообладнання і засобів автоматики, (099)711-07-00; ORCID: 0000-0002-3280-9889; e-mail: chernikov@onmu.odessa.ua.

Яровенко Володимир Олексійович (Яровенко Владимир Алексеевич, Yarovenko Vladimir Alekseevich), доктор технічних наук, професор, Одеський національний морський університет, завідувач кафедри експлуатації суднового електрообладнання і засобів автоматики, ORCID: 0000-0003-3183-6583; (050)598-06-83; e-mail: yarovenko@3g.ua.

Зарицька Олена Ігорівна (Зарицкая Елена Игоревна, Zaritskaya Elena Igorevna), кандидат технічних наук, доцент, Одеський національний морський університет, доцент кафедри експлуатації суднового електрообладнання і засобів автоматики, ORCID: 0000-0003-0009-3502; (093)368-49-16; e-mail: zarickayalena74@mail.ru.

Вісник Національного технічного університету «ХПІ».

Серія: Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії № 3 (1357) 2020

Ю. М. ВАСЬКОВСЬКИЙ, М. В. ПОДА

ОЦІНКА ЕНЕРГЕТИЧНОЇ ЕФЕКТИВНОСТІ СИСТЕМ РЕКУПЕРАЦІЇ ЕНЕРГІЇ МЕХАНІЧНИХ КОЛИВАНЬ ТРАНСПОРТНИХ ЗАСОБІВ

Робота відноситься до проблеми енергозбереження та розширення функціональних можливостей сучасних транспортних засобів. Останнім часом провідними автомобілебудівними фірмами розробляються системи рекуперації енергії механічних коливань транспортних засобів, які виникають під час їх руху в складних дорожніх умовах. В статті проводиться загальна оцінка енергетичної ефективності функціонування запропонованих систем рекуперації енергії, яка ґрунтується на результатах їх математичного моделювання. За результатами проведеного аналізу визначено рівень потужності привідного двигуна, яка марно втрачається при русі транспортного засобу в складних дорожніх умовах та знайдено відсоток енергії, яка може бути повернута в акумуляторну батарею за допомогою запропонованої системи рекуперації. Незважаючи на невеликий відсоток цієї енергії час зарядження акумуляторної батареї на борту транспортного засобу, а також простота і невелика вартість системи рекуперації є прийнятними для обґрунтування доцільності їх впровадження. Оптимальною сферою їх використання є важкі транспортні засоби.

Ключові слова: енергетична ефективність, механічні коливання, транспортні засоби, рекуперація енергії.

Работа относится к проблеме энергосбережения и расширения функциональных возможностей современных транспортных средств. В последнее время ведущими автомобилестроительными фирмами разрабатываются системы рекуперации энергии механических колебаний транспортных средств, которые возникают во время их движения в сложных дорожных условиях. В статье проводится общая оценка энергетической эффективности функционирования предложенных систем рекуперации энергии, которая основывается на результатах их математического моделирования. По результатам проведенного анализа определен уровень мощности приводного двигателя, которая бесполезно теряется при движении транспортного средства в сложных дорожных условиях и найден процент энергии, которая может быть возвращена в аккумуляторную батарею с помощью предложенной системы рекуперации. Несмотря на небольшой процент этой энергии время зарядки аккумуляторной батареи на борту транспортного средства, а также простота и небольшая стоимость системы рекуперации являются приемлемыми для обоснования целесообразности их внедрения. Оптимальной сферой их использования являются тяжелые транспортные средства.

Ключевые слова: энергетическая эффективность, механические колебания, транспортные средства, рекуперация энергии.

Purpose. Evaluation of the efficiency of energy recovery systems of mechanical vibrations of cars. **Methodology.** In the article evaluation of the efficiency of energy recovery systems are investigated by methods of mathematical modeling. **Results.** The power level of the drive motor is determined, which is uselessly lost when the vehicle moves in difficult road conditions and the percentage of energy that can be returned to the battery is found. Despite a small percentage of this energy, the battery charging time on board the vehicle, as well as the simplicity and low cost of the recovery system are acceptable to justify the feasibility of their implementation. **Originality.** The article contains simulation results obtained from the original mathematical models. **Practical value.** It has been established that heavy vehicles are the optimal area for using energy recovery systems.

Keywords: energy efficiency, mechanical fluctuations, vehicles, energy recovery.

Вступ. У сучасному світі особлива увага приділяється створенню та широкому впровадженню енергоефективних та енергозберігаючих систем. Це стосується і сучасних транспортних засобів (ТЗ) оскільки вони стали невід'ємною частиною життя людини. Подальше удосконалення таких систем є одним із важливих напрямків розвитку техніки і технологій.

Останнім часом рядом провідних автомобілебудівних компаній світу проводяться дослідження та розробки систем електромеханічного перетворення енергії механічних коливань (СПЕМК) ТЗ [1-3], які виникають під час руху ТЗ в складних дорожніх умовах.

Зазвичай енергія механічних коливань ТЗ марно втрачається в ресорах і амортизаторах ТЗ. Наявність систем рекуперації такої енергії на борту ТЗ забезпечує економію палива привідного двигуна ТЗ і розширює функціональні можливості ТЗ за рахунок появи на борту додаткової потужності джерел електроживлення.

СПЕМК складається з наступних вузлів: механічний пристрій, який перетворює зворотно-поступальний рух шасі ТЗ в односпрямований обертовий рух ротора електрогенератора; електрогенератор, який перетворює механічну енергію руху в електричну енергію змінного струму; випрямляч змінного струму в постійний струм; акумуляторна батарея (АБ).

Робота СПЕМК відбувається наступним чином. Взаємні зворотно-поступальні переміщення підресо-

реної маси (ПМ) ТЗ (кузов, вантаж, тощо) відносно невід'язаної маси (НПМ) ТЗ (колеса, гальма, тощо) через механічний перетворювальний пристрій перетворюються в односпрямований обертовий рух ротора електрогенератора.

При переміщенні ПМ вниз такий пристрій механічно з'єднує вал генератора з ПМ, чим забезпечується передача її кінетичної енергії на вал генератора. При переміщенні ПМ вгору пристрій механічно від'єднує електрогенератор від ПМ, а ротор здійснює загасаюче обертання до наступного руху ПМ вниз. При цьому зворотної передачі енергії від генератора до ПМ не відбувається. З урахуванням відносно невисоких лінійних швидкостей вертикальних коливань ПМ для отримання оптимальної частоти обертання ротора генератора до складу пристрою включається редуктор з коефіцієнтом редукції k_r . Електрогенератор здійснює електромеханічне перетворення енергії, змінний струм на виході генератора перетворюється випрямлячем в постійний струм і заряджає АБ. З урахуванням специфіки роботи СПЕМК оптимальним типом електрогенератора для СПЕМК є трифазний синхронний генератор з постійними магнітами на роторі [4].

Важливою оцінкою функціонування СПЕМК, яка формує висновки щодо перспектив їх розробки і впровадження є оцінка енергетичної ефективності систем рекуперації енергії механічних коливань ТЗ з урахуванням різних типів ТЗ і відповідних дорожніх умов їх руху.

Метою роботи є загальна оцінка енергетичної ефективності систем рекуперації енергії механічних коливань транспортних засобів на основі попередньо проведених результатів математичного моделювання таких систем.

Основний матеріал. Дано оцінку втрат потужності, які втрачаються привідним двигуном ТЗ під час проходження нерівностей на дорозі. Нехай ТЗ, який має масу m рухається з рівномірною швидкістю V по дорозі з нерівностями у вигляді заглиблень (ямок) глибиною h , віддалених одна від іншої на відстань L . При проходженні кожної ямки ТЗ, опускаючись вниз на глибину h , ТЗ втрачає частину власної потенційної енергії величиною mgh , де $g = 9,81 \text{ м/с}^2$ – прискорення вільного падіння. Надалі, підіймаючись з ямки в попереднє положення, ТЗ поновлює свою потенційну енергію за рахунок потужності привідного двигуна (ПД) ТЗ. Таким чином кожен раз при проходженні ямки втрачається частка потужності ПД ТЗ. При заданих умовах руху ТЗ ця потужність дорівнює:

$$P_h = \frac{mghV}{L}, \quad (1)$$

Відношення P_h до номінальної потужності ПД ТЗ P_N характеризує долю потужності ПД, яка марно втрачається на подолання зазначених нерівностей на дорозі:

$$k_h = P_h / P_N, \quad (2)$$

Наприклад, нехай автомобіль типу Kraz Shrek з масою 17800 кг, рухається зі швидкістю 40 км/год = 11 м/с і долає ямки глибиною 0,2 м, які розташовані одна від іншої на відстань 25 м. Тоді згідно з формулою (1) потужність, що втрачається для проходження ямок дорівнює 15,1 кВт. З урахування додаткової маси вантажа ТЗ величина втрат потужності збільшується.

При заданій масі ТЗ величина втрат потужності P_h цілком визначається добутком який має розмірність швидкості, залежить від параметрів нерівної дороги (параметри h і L) і швидкості руху по ній ТЗ, і в даному випадку дорівнює величині 0,088 (м/с).

$$v_p = hV/L, \quad (3)$$

Величину v_p назвемо коефіцієнтом швидкості втрат потужності ПД. Оцінка можливих вірогідних реальних умов руху ТЗ показує, що найбільш вірогідним діапазоном значень v_p є діапазон $v_p = 0,04\text{--}0,2$. Таким чином для зазначеного вище прикладу автомобіля типу Kraz Shrek потужність ПД, що втрачається при проходженні нерівностей на дорозі, лежить в діапазоні значень $P_h = 6,85\text{--}34$ кВт. Безумовно можливі і більш складні умови руху ТЗ, при яких зазначені втрати потужності будуть суттєво більшими.

На рис. 1 і рис. 2 зображені залежності коефіцієнта втрат потужності k_h по формулі (2) (в процентах) для ряду легкових і вантажних ТЗ, позначених на цих рисунках. Зокрема це ТЗ типу: ВАЗ, Reno Megane IV, Toyota Camry, Газель-3302, КАМАЗ-45143 і КРАЗ-65055 зі спорядженими масами відповідно 1 т; 1,4 т; 1,35 т; 2,5 т; 22 т; 29,2 т.

На рис. 1 показано залежності k_h від L при швидкості руху 50 (км/год) і глибині ямок $h = 0,06$ м. На

рис. 2 показано залежності коефіцієнта k_h від глибини ямок h при швидкості руху ТЗ 50 км/год і відстані між ямками $L = 30$ м. Залежність k_h від швидкості руху має лінійний характер і легко перераховується з наведених на рис. 1 і рис. 2 залежностей. З даних рис. 1 і рис. 2 видно, що втрати енергії на подолання несприятливих дорожніх умов особливо великі у важких вантажних ТЗ – можуть сягати до 40% потужності привідного двигуна. Для легкових ТЗ в аналогічних дорожніх умовах ці втрати значно менші і знаходяться в межах 3 – 7% потужності ПД.

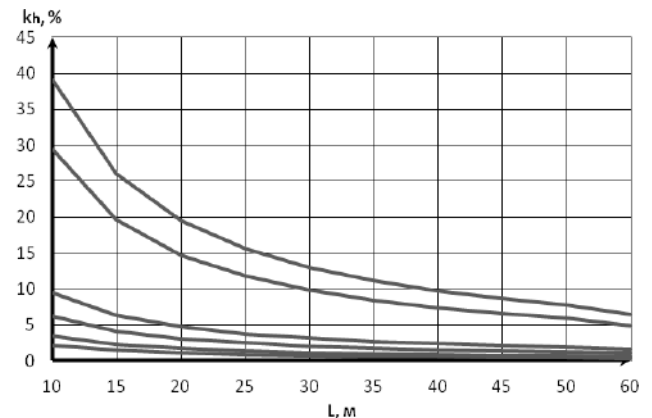


Рис. 1 – Залежності коефіцієнта втрат потужності k_h від відстані між ямками (зверху вниз: КРАЗ-65055, КАМАЗ-45143, Газель-3302, ВАЗ 2101, Reno Megane, Toyota Camry)

З урахуванням суттєво меншої номінальної потужності ПД легкових ТЗ абсолютні значення енергії механічних коливань шасі ТЗ, які марно втрачаються в ресорах і амортизаторах і можуть підлягати електромеханічному перетворенню є також суттєво меншими.

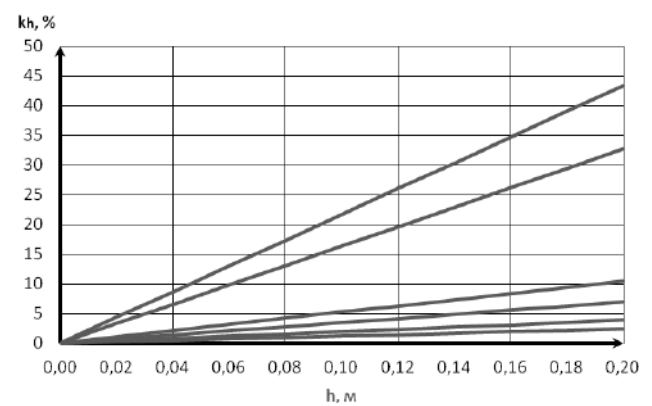


Рис. 2 – Залежності коефіцієнта втрат потужності k_h від глибини ямок (зверху вниз: КРАЗ-65055, КАМАЗ-45143, Газель-3302, ВАЗ 2101, Reno Megane, Toyota Camry)

Проведена оцінка характерна для відносно повільного руху ТЗ, при якому траєкторія руху центра його маси повторює форму дороги. Це більш притаманно для важких і відносно тихохідних ТЗ. Якщо швидкісний ТЗ, наприклад легковий автомобіль, швидко рухається по дорозі з неглибокими ямками, то при проходженні ямки ПМ ТЗ не встигає опуститися вниз. У цьому випадку енергія, що втрачається ТЗ,

пов'язана з роботою пружин ресори. В вихідному стані пружини стиснуті масою ТЗ і в них накопичена відповідна потенційна енергія стиснутої пружини. При проходженні ямки пружини швидко розжимаються і переміщують вниз НПМ ТЗ, втрачаючи при цьому накопичену потенційну енергію, а при виході з ямки пружини знову стискаються за рахунок енергії привідного двигуна ТЗ. При такому характері руху також відбувається взаємне вертикальне переміщення ПМ і НПМ ТЗ, що забезпечує функціонування СПЕМК. Можна показати, що з енергетичної точки зору оцінки втрат потужності при такому характері руху ТЗ будуть аналогічними, оскільки сила опору стиснутої пружини у звичайному стані ТЗ дорівнює силі тяжіння маси ТЗ.

Таким чином, найбільш доцільною сферою застосування СПЕМК є важкі вантажні та спеціальні ТЗ, в яких існують значні втрати потужності ПД при русі ТЗ по нерівній дорозі.

Очевидно, що СПЕМК може повернути (рекупрувати) в акумуляторну батарею на борту ТЗ лише невелику частку енергії, що втрачається ПД на подолання перешкод на дорозі. Електромагнітні сили і моменти, які може розвинути СПЕМК, не можуть урівноважити інерційні сили коливального руху та масові характеристики шасі ТЗ. Тому ресори і амортизатори залишаються важливими вузлами ТЗ. Останнім часом розробляються системи "активної підвіски" ПМ ТЗ [5], які сприяють підвищенню комфортності їзди ТЗ, але вони актуальні лише для легкових ТЗ з невеликою масою шасі.

Оцінку долі енергії механічних коливань ТЗ, яка може бути повернута і накопичена в акумуляторній батареї на борту ТЗ, можна виконати методами математичного моделювання. В роботі [6] розроблена математична модель СПЕМК, яка чисельно реалізована в програмі Matlab Simulink. На рис. 3 зображено отримані за допомогою цієї моделі розрахункові часові залежності струму в амперах і енергії заряду АБ (в процентах від величини повного заряду АБ) на протязі часу 2 с при потужності генератора 250 Вт.

ККД електромеханічного перетворення енергії СПЕМК визначається як відношення приросту електричної енергії ΔE_{AB} заряду АБ до потенційної енергії mgh , яку втрачає ТЗ при подоланні однієї ямки глибиною h :

$$\eta = \Delta E_{AB} / mgh$$

При такому формулюванні ККД його величина є невеликою, оскільки більша частина енергії механічних коливань ТЗ поглинається ресорами і амортизаторами, які забезпечують стабілізацію руху шасі ТЗ.

Проведено дослідження величини ККД ряду варіантів СПЕМК при різних номінальній потужності електрогенератора: 250, 400 і 650 Вт.

Величина ККД суттєво залежить від маси ТЗ і коефіцієнта ν_p відповідно до формули (3). Для правильно спроектованих і узгоджених з характеристиками ТЗ СПЕМК величина ККД лежить в діапазоні (0,5 – 3)%. В свою чергу величина ККД обумовлює час заряджання АБ на борту ТЗ.

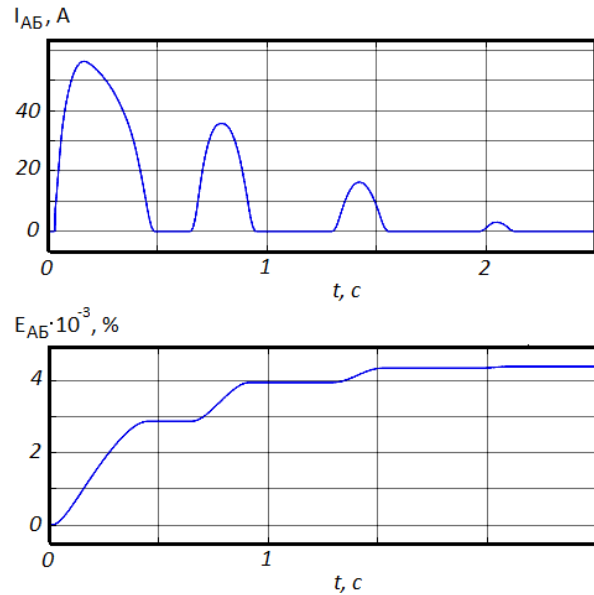


Рис. 3 – струм і енергія заряду АБ

На рис. 4 зображено залежність часу заряджання в годинах штатної АБ типу 6СТ-190 ємністю 180 Аг, що використовуються у важких ТЗ КрАЗ і КАМАЗ від коефіцієнту швидкості втрат потужності ν_p при масі ПМ 16,4 т.

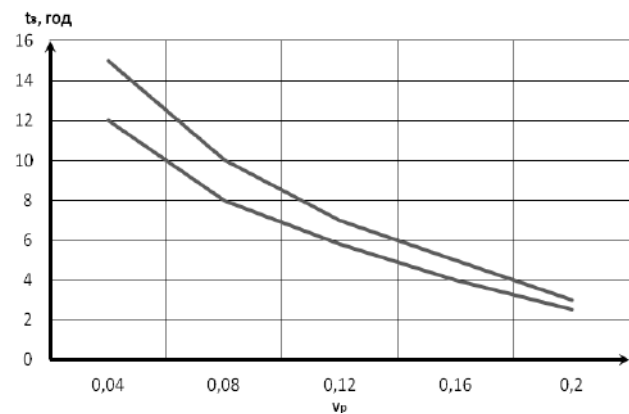


Рис. 4 – Залежність часу заряду АБ від коефіцієнту ν_p

Нижня крива відповідає розрахунковій потужності електрогенератора 400 Вт, верхня – потужності 250 Вт.

В розрахунках приймалося, що перед початком процесу заряджання АБ була розряджена до 50% її повного заряду, що рекомендується правилами експлуатації АБ. Як видно з рис.4, в залежності від дорожніх умов час заряду АБ лежить в межах 2,5 – 15 годин.

Висновки.

З огляду на відносну простоту, відсутність вимог щодо спеціального керування і невелику вартість системи електромеханічного перетворення енергії механічних коливань ТЗ в електричну енергію заряду АБ є перспективними для широкого впровадження в ТЗ, особливо у важких ТЗ, які внаслідок специфіки їх експлуатації рухаються в складних дорожніх умовах і втрачають значну потужність ПД на подолання механічних коливань шасі ТЗ. Хоча енергія, яку СПЕМК перетворює в електричну енергію заряду АБ може

складати декілька відсотків від загальної енергії, яку втрачає ТЗ на подолання дорожніх перешкод, але час зарядження штатних АБ на борту ТЗ є прийнятним для обґрунтування доцільності їх впровадження. При цьому на борту ТЗ формується додаткове джерело електроживлення, яке розширює функціональні можливості ТЗ.

Список літератури

1. The innovative shock absorber system from Audi, 2017. – Режим доступу: <https://web.archive.org/web/20170720120747/https://www.audi-mediacy.com/en/press-releases/the-innovative-shock-absorber-system-from-audi-new-technology-saves-fuel-and-enhances-comfort-6551>.
2. Electromagnetic suspension Bose, 2016. – Режим доступу: <https://www.drive2.ru/b/721443>
3. GenShock — suspension system performing the function of energy regeneration, 2016. – Режим доступу: <https://www.drive2.com/b/668040>
4. Васьковський Ю. М. Електрогенератор в системі рекуперації енергії механічних коливань транспортних засобів. / Васьковський Ю. М., Пода М. В., Кошикар І. В. // *Електротехніка і електромеханіка*. – 2018. – №5. – С.24-28
5. Yan Shuai. Energy Regeneration Scheme and Self-powered Criterion of Motor-driven Active Suspension. Proceedings of the 35th Chinese Control Conference. / Yan Shuai, Sun Weichao // – 27-29 липня 2016р., Ченду, Китай, – С. 8926-8931.
6. Васьковський Ю.Н. Моделирование электромеханических систем рекуперации энергии колебаний транспортных средств. /

Васьковський Ю. Н., Пода М. В. // *Технічна електродинаміка*. – 2019. – № 4. – С. 33-40.

References (transliterated)

1. Web archive Audi MediaCenter. 2017. The innovative shock absorber system from Audi. <<https://web.archive.org/web/20170720120747/https://www.audi-mediacy.com/en/press-releases/the-innovative-shock-absorber-system-from-audi-new-technology-saves-fuel-and-enhances-comfort-6551>>
2. Electromagnetic suspension Bose. 2016. <<https://www.drive2.ru/b/721443>>
3. GenShock — suspension system performing the function of energy regeneration. 2016. <<https://www.drive2.com/b/668040>>
4. Vaskovskiy Yu. M., Poda M.V., Kochicar I.V. Elektrogenerator v systemi rekuperatsii enerhii mekhanichnykh kolyvan transportnykh zasobiv [Electrogenerator in the system of energy recovery of mechanical vibrations of vehicles]. – *Electrical engineering & electro-mechanics*. 2018. No 5. Pp. 24-28. (Ukr) DOI: <https://doi.org/10.20998/2074-272X.2018.5.04>
5. Yan Shuai, Sun Weichao. Energy Regeneration Scheme and Self-powered Criterion of Motor-driven Active Suspension. 35th Chinese Control Conference, July 27-29, 2016. Chengdu, China. Pp. 8926-8931. DOI: <https://doi.org/10.1109/ChiCC.2016.7554783>
6. Vaskovskiy Yu.M., Poda M.V. Modelirovaniye elektromekhanicheskoy systemy rekuperatsii enerhii kolebaniy transportnykh sredstv [Modeling of electromechanical systems for recovery energy of vehicle vibrations]. *Tekhnichna elektrodynamika*. 2019. No. 4, Pp. 33-40. (Ukr) DOI: <https://doi.org/10.15407/techned2019.04.033>.

Надійшла (received) 30.01.2020

Бібліографічні описи / Библиографические описания / Bibliographic descriptions

Васьковський Ю. М. Оцінка енергетичної ефективності систем рекуперації енергії механічних коливань транспортних засобів / Ю. М. Васьковський, М. В. Пода // *Вісник Національного технічного університету «ХПІ»*. Серія: «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії». – 2020. – № 3 (1357). – С. 52-55. – doi:10.20998/2409-9295.2020.3.09.

Васьковський Ю. Н. Оценка энергетической эффективности систем рекуперации энергии механических колебаний транспортных средств / Ю. Н. Васьковський, М. В. Пода // *Вісник Національного технічного університету «ХПІ»*. Серія: «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії». – 2020. – № 3 (1357). – С. 52-55. – doi:10.20998/2409-9295.2020.3.09.

Vaskovksy Yu. M. Energy efficiency assessment for energy recovery systems of mechanical vibrations of vehicles / Yu. M. Vaskovksy, M. V. Poda // *Bulletin of NTU "KhPI"*. Series: "Electric machines and electromechanical energy conversion." – 2020. – No. 3 (1357). – P. 52-55. – doi:10.20998/2409-9295.2020.3.09.

Відомості про авторів / Сведения об авторах / About the Authors

Васьковський Юрій Миколайович (Васьковський Юрій Николаевич, Vaskovskiy Yuriy Nikolaevich) – доктор технічних наук, професор кафедри електромеханіки, Національний технічний університет України «Київський політехнічний інститут», ORCID: 0000-0003-1262-0939, email: vun157@gmail.com.

Пода Михайло Валерійович (Пода Михаил Валерьевич, Poda Mukhailo Valeriiovych) – аспірант кафедри електромеханіки, Національний технічний університет України «Київський політехнічний інститут», ORCID: 0000-0002-0138-4750, email: poda.mv@gmail.com.

Є. В. МГЛИНЕЦЬ, М. Ю. МАНДРОВСЬКИЙ, М. Ф. ЧЕКАРАМІТ, О. Ю. ЮР'ЄВА

МЕТОД ДІАГНОСТУВАННЯ ДЕФЕКТІВ У РОЗВИТКУ В МІЖПОЛЮСНИХ ПЕРЕМИЧКАХ ПРИ ЕКСПЛУАТАЦІЇ СИНХРОННИХ ДВИГУНІВ

Подано принципи виявлення пошкоджень синхронних двигунів в процесі експлуатації. З'ясовано доцільність виявлення дефектів у розвитку під час технічного обслуговування синхронних двигунів. Виявлено та обґрунтовано причини виходу з ладу синхронних двигунів прокатного стану. При належній експлуатації найслабшим місцем є міжполюсна перемичка, яка з'єднує котушки полюсів в обмотку збудження. Обґрунтовано вплив перехідного опору місця з'єднання міжполюсних перемичок на тепловий стан ротора в цілому. Розроблено метод тест-режиму для діагностування дефектів у розвитку в міжполюсних перемичках за допомогою тепловізійного контролю. Проведено апробацію запропонованого методу на синхронних двигунах прокатного цеху. Достовірність методу підтверджено вимірюванням перехідного опору у місці з'єднання та капілярним методом. Створено рекомендації щодо застосування методу тест-режиму при експлуатації синхронних двигунів в умовах безперервного виробництва.

Ключові слова: синхронний двигун, дефекти у розвитку, діагностика, динамічні навантаження, тепловізійний контроль, перехідний опір місця з'єднання міжполюсних перемичок.

Наведені принципи виявлення пошкоджень синхронних двигателів в процесі експлуатації. Вияснена целесообразность выявления развивающихся дефектов во время технического обслуживания синхронных двигателей. Выявлены и обоснованы причины выхода из строя синхронных двигателей прокатного стана. При надлежащей эксплуатации слабым местом является межполюсная перемычка, соединяющая катушки полюсов в обмотку возбуждения. Обосновано влияние переходного сопротивления места соединения межполюсных перемычек на тепловое состояние ротора в целом. Разработан метод тест-режима для диагностирования развивающихся дефектов в межполюсных перемычках с помощью тепловизионного контроля. Проведена апробация предложенного метода на синхронных двигателях прокатного цеха. Достоверность метода подтверждена измерением переходного сопротивления в месте соединения и капиллярным методом. Созданы рекомендации по применению метода тест-режима при эксплуатации синхронных двигателей в условиях непрерывного производства.

Ключевые слова: синхронный двигатель, развивающиеся дефекты, диагностика, динамические нагрузки, тепловизионный контроль, переходное сопротивление места соединения межполюсных перемычек.

The principles of damage detection of synchronous motors during operation are presented. The expediency of detecting developing defects in synchronous motors maintenance has been determined. The reasons for failure of synchronous motors of rolling mill are identified and substantiated. In proper use, the weakest point is the inter-pole connector that connects the coils of the poles in the excitation winding. The action of the contact resistance of the inter-pole connector on the thermal condition of the rotor as a whole is substantiated. The test mode method is developed to diagnose developing defects in inter-pole connector by thermal imaging control. The proposed method was tested on synchronous motors of rolling mill. The accuracy of the method is confirmed by the measurement of the contact resistance at the inter-pole connector joint and the capillary method. Recommendations were made for the application of the test mode method for the operation of synchronous motors in the conditions of continuous production.

Keywords: synchronous motor, developmental defects, diagnostics, dynamic loads, thermal imaging control, contact resistance of inter-pole connector joint.

Постановка проблеми. Для забезпечення надійної роботи синхронних двигунів в умовах експлуатації необхідно своєчасне виявлення можливих пошкоджень вузлів та деталей електричної машини. Синхронні двигуни електромагнітного збудження середньої та великої потужності працюють в умовах безперервної роботи – двигуни припиняють роботу тільки для проведення поточного або капітального ремонтів із періодичністю, що визначається підприємством, де експлуатується електрична машина. Технічне обслуговування синхронних двигунів з періодичністю до 12 місяців скорочує кількість відмов на рік в шість разів у порівнянні з періодичністю від 13 до 24 місяців [1]. Але виведення з експлуатації синхронного двигуна для проведення технічного обслуговування призводить до зупинки виробництва, що, в свою чергу, відбивається на недоотриманні прибутків підприємства.

Виявлення ознак несправності є важливою задачею при експлуатації синхронних двигунів.

Основні можливості містять використання систем безперервного контролю температури та вібрації та застосування технологій і практик технічного обслуговування, які дозволять уникнути або виявити електричні та механічні несправності. Результатом є скорочення відмов приблизно на дві третини і значне скорочення простоїв виробництва [1].

Більшість методів діагностування ушкоджень, що існують натеper, дозволяють виявити дефекти, що вже розвинулися та призводять до ускладнень роботи синхронних двигунів [2].

З огляду на зростаючі вимоги до підвищення надійності устаткування і скорочення коштів на проведення капітальних ремонтів, пошуку заходів щодо виявлення прихованих дефектів та дефектів у розвитку і запобіганню виходу з ладу обладнання приділяється велика увага [2].

Синхронні двигуни електромагнітного збудження середньої та великої потужності виконуються із явно вираженими полюсами. Це обумовлено можливістю розташування обмотки збудження із необхідною кількістю витків. Явнополюсне виконання ротора має значно меншу механічну міцність у порівнянні з неявнополюсним. З досвіду експлуатації відомо, що при належній експлуатації найслабшим місцем синхронного двигуна є місце з'єднання котушок обмотки збудження двох сусідніх полюсів – міжполюсна перемичка (рис. 1). Міжполюсні перемички з'єднують котушки полюсів в одне електричне коло, що утворює обмотку збудження. Міжполюсні перемички та котушки полюсів в синхронних двигунах середньої потужності з'єднуються між собою спаюванням. Таким самим чином здійснюється кріплення вивідних кінців обмотки збудження до струмомінімальних кілець.



а



б

Рис. 1 – Міжполюсні перемички синхронного двигуна СДС-17-94/10: а – під полюсним наконечником; б – над остовом ротора

Метою роботи є визначення умов і розробка заходів щодо виявлення на ранній стадії прихованих дефектів в міжполюсних перемичках явнополюсних синхронних двигунів для запобігання виходу з ладу електромагнітної системи ротора.

Аналіз проблеми. В листопрокатному цеху ЛПЦ-1700 на ПрАТ «Маріупольський металургійний комбінат імені Ілліча» головними приводами чорнової групи клітей є шість синхронних двигунів типу СДС-17-94/10, потужністю 4000 кВт, напругою живлення 10000 В, частотою обертання 600 об/хв, 1961 року випуску. В період експлуатації цих синхронних двигунів неодноразово фіксувалися випадки руйнування міжполюсних перемичок (рис. 2), що призводило до зупинки прокатного виробництва і тривалого відновлювального ремонту ротора двигуна залежно від характеру руйнувань.

Із розвитком первинних засобів діагностики, а особливо з появою тепловізорів, з'явилась можливість діагностування електричних машин під час їхньої роботи [3]. При експлуатації синхронних двигунів було зафіксовано, що деякі міжполюсні перемички нагріті більше, ніж інші, або спостерігається загальний нерівномірний нагрів полюсів.



Рис. 2 – Випадки руйнувань міжполюсних перемичок

Причини виникнення дефектів міжполюсних перемичок. На цілісність міжполюсних перемичок впливають температурні та динамічні навантаження, дія яких пов'язана між собою. В результаті дії відцентрових сил місце з'єднання міжполюсних перемичок втрачає цілісність і, як результат, збільшується перехідний опір у місці з'єднання. Це спричиняє підвищення температури міжполюсних з'єднань. Через високу теплопровідність міді тепло передається і в саму котушку обмотки. Це призводить до подальшого руйнування. Розвиток дефекту призводить до виплавлення міді обмотки та руйнування ізоляційного покриття. Збільшення перехідного опору і струму в роторному колі так само загрожує міжвитковим замиканням в полюсних котушках і замиканням на корпус.

Для фізичного розуміння перехідного опору місця з'єднання можна скористатись теорією електричних контактів в електричних апаратах [4].

Як відомо, активний опір провідника довжиною l площею поперечного перерізу S , виконаний з матеріалу з питомим опором ρ ,

$$R = \rho \frac{l}{S}. \quad (1)$$

При визначенні перехідного опору плоского контакту в (1) за довжину провідника береться середня висота мікронерівностей поверхні контакту h_R , яка визначається класом обробки поверхні. Для міжполюсних перемичок шорсткість поверхні $Ra_{6,3}$, тобто середня висота мікронерівностей поверхні контакту становить 6,3 мкм [5].

Для пластичних деформацій, які виникають при контакті поверхонь міжполюсних перемичок, площею поперечного перерізу S в формулі (1) є корисна площа контактування S_c , яка визначається силою контактного натискання F_c та границею міцності матеріалу (міді) σ ,

$$S_c = \frac{F_c}{\sigma}. \quad (2)$$

Таким чином, перехідний опір місця з'єднання міжполюсних перемичок

$$R_c = \rho \cdot \sigma \cdot \frac{h_R}{F_c}. \quad (3)$$

З виразу (3) виходить, що перехідний опір визначається силою контактного натискання, якістю обробки поверхні, електричними і механічними властивостями матеріалу міжполюсних перемичок.

Наявність динамічних навантажень в процесі експлуатації призводить до утворення тріщин в середині та на поверхні міжполюсних перемичок. Це погіршує механічну міцність і зменшує силу контактного натискання, викликаючи тим самим нагрівання, що призводить до подальшого руйнування міжполюсних перемичок та обмотки ротора в цілому під впливом температури (рис. 3).



Рис. 3 – Ділянки міжполюсних перемичок, зруйнованих впливом температури (а) та динамічними навантаженнями (б)

Беручи до уваги руйнівні дії відцентрових сил на пайку перемичок, де з'являються мікротріщини, що сприяє зменшенню контактного натискання, розшарування контактів і зростання перехідного опору.

У період капітального ремонту при розбиранні машини такі руйнування виявляють і відновлюють цілісність з'єднання перемичок спаюванням. Дані дефекти складно виявити на ранніх стадіях розвитку і при несвоєчасному їх виявленні відбувається вихід з ладу електромагнітної системи ротора.

Аналіз останніх досліджень і публікацій. З проблемою виходу з ладу синхронних двигунів через пошкодження міжполюсних перемичок стикалися всі підприємства, які використовують синхронні двигуни у своєму виробництві. Одним із заходів, що застосовують на металургійних підприємствах компанії «Северсталь» (Російська Федерація), є встановлення сталевих або силумінових розпірок між полюсами в період капітального ремонту. Цей захід передбачає внесення змін у конструкцію ротора синхронного двигуна. Така конструкція кріплення міжполюсних розпірок наводиться у книзі О.Є. Алексєєва «Конструкція електричних машин» видання 1949 року (рис. 4). Від застосування такого кріплення відмовились у 60-х роках минулого століття через виникнення вихрових струмів в сталевих елементах конструкції, що підвищує температуру синхронного двигуна в динамічних режимах.

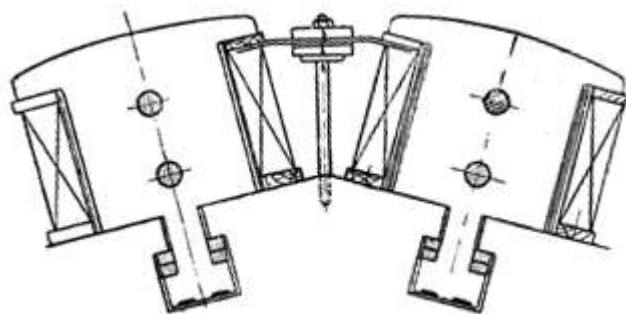


Рис. 4 – Конструкція міжполюсних розпірок

Пошуку рішень з діагностики та усунення дефектів в місцях з'єднання перемичок між полюсними коутшками явнополюсних роторів синхронних машин в період середніх і планових ремонтів для запобігання виходу їх з ладу не приділяється належної уваги. Можливо в умовах промислових підприємств якісь конструктивні рішення або методи застосовуються, але в науково-технічній літературі дані з зазначених питань відсутні.

Діагностування дефектів, що розвиваються, в міжполюсних перемичках методом тест-режиму. На ПрАТ «Маріупольський металургійний комбінат імені Ілліча» під час проведення реконструкції цеху в 2019 році був розроблений метод діагностування для своєчасного виявлення дефектів, що розвиваються, в міжполюсних перемичках.

Запропонований метод діагностування полягає в такому. На обмотку ротора від тиристорного перетворювача, який є штатним для синхронного двигуна, подається постійний струм протягом від трьох до п'яти хвилин. Тиристорний перетворювач переводиться в тест-режим (режим для проведення випробування на відповідність вихідним даним перетворювача).

ча). Струм тиристорного перетворювача в тест-режимі відповідає струму збудження синхронного двигуна в номінальному режимі. Наприклад, для синхронного двигуна СДС-17-94/10 номінальною потужністю 4000 кВт·А в номінальному режимі при коефіцієнті потужності $\cos\phi = 0,8$ струм збудження становить 300 А, який отримується від тиристорного перетворювача, у якого струм тест-режиму становить 260 А – 280 А. При проходженні струму обмотка збудження нагрівається, і при наявності місць з більшим активним опором нагрівання відбувається сильніше. Далі виконується термографія полюсів і міжполюсних перемичок для виявлення місцевих перегрівів, які свідчитимуть про виникнення мікротріщин на перемичці. Запропонований метод діагностики отримав назву «метод тест-режиму».

Апробація методу діагностики. Метод тест-режиму був апробований при перевалці (заміні) валків в кліті прокатного стану листопрокатного цеху ЛПЦ-1700 на ПрАТ «Маріупольський металургійний комбінат імені Ілліча». Для виконання цього технологічного процесу синхронний двигун, який працював у номінальному режимі, зупиняється, ремонтна бригада отримує допуск для проведення технічного обслуговування. Одразу після зняття захисних кожухів фіксується температура на міжполюсних перемичках та вивідних кінцях обмотки збудження (рис. 5).

Після вимірювання температури на всіх міжполюсних перемичках та вивідних кінцях через тиристорний перетворювач на обмотку збудження подається струм тест-режиму і через 3–5 хвилин знов фіксується температура.

Вимірювання були виконано на дев'яти міжполюсних перемичках (від 1-2 до 9-10) та двох вивідних кінцях з обмотки (1, 10) шести синхронних двигунів (СД1 – СД6) типу СДС-17-94/10 (табл. 1). Після проведення діагностики методом тест-режиму було виявлено відхилення температури на чотирьох синхронних двигунах з шести (див. табл. 1, затінені клітинки).

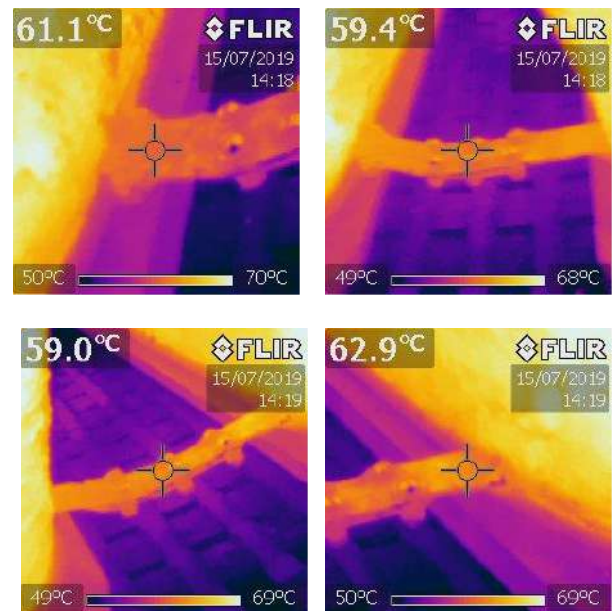


Рис. 5 – Термограми полюсної перемички при проведенні тест-режиму

Таблиця 1 – Тепловізійні заміри температури міжполюсних перемичок та вивідних кінців при тест-режимі

Номери перемичок і вивідних кінців	Температура на початку та наприкінці проведення діагностики методом тест-режиму, °С											
	СД1		СД2		СД3		СД4		СД5		СД6	
1	64	90	79,9	92	48,9	51	50,9	52	48	57	46,7	48
1-2	60,7	63	59,5	61	57,6	62	60	64	64,8	70	62,1	61
2-3	51,5	57	56,5	56	56	59	52,7	58	65,5	70	52,1	47
3-4	59,8	61	60,3	62	61,5	63	59,7	62	72,9	69	57,4	62,2
4-5	51,1	55	53,5	57	52,3	57	56,6	58	65,6	73	55	55
5-6	56,2	59	59,3	60	61,2	64	60,1	61	68,6	75	64,2	63,4
6-7	49,2	54	49,2	60	54,1	60	55,7	60	61,7	70	56,2	58
7-8	61,6	65,1	61,4	63	59,8	65	61,9	63	58	75	61,4	60,5
8-9	51,9	57	55	60	56,3	63	58	62	65,6	68	51	50
9-10	62	65	60	64	60	67	64,8	66	73	79,3	77,9	78
10	68	112	61	114	49,5	52	52	52	53	57	48,6	52

Для підтвердження достовірності запропонованого методу було виміряно перехідний опір на всіх міжполюсних перемичках та вивідних кінцях (табл. 2, лівий підстовпець стовпців СД1 – СД6). Перехідний опір вимірювався промисловим мікроомметром МИКО-1, призначеним саме для таких вимірювань [6]. Перевищення перехідного опору спостерігалось на тих самих міжполюсних перемичках та вивідних кінцях, де було зафіксовано суттєве збільшення темпера-

тури або висока початкова температура (див. табл. 2, затінені клітинки).

Наявність мікротріщин в міжполюсних перемичках зі збільшеним перехідним опором була підтверджена капілярним методом контролю в зонах можливого доступу. Для цього міжполюсні перемички були зачищені від ізоляції та знежирені, пофарбовані індикаторним пенетрантом та оброблені проявником (рис. 5). Наявність мікротріщин спостерігалась на всіх міжполюсних перемичках та вивідних кінцях з підви-

щеною температурою. Використовувалась система капілярного контролю Helling Nord-Test. Треба зауважити, що перевірка однієї міжполюсної перемички капілярним методом триває до п'ятнадцяти хвилин.

Перевірка достовірності методу тест-режиму довела, що підвищення температури міжполюсної перемички свідчить про наявність мікротріщин і, як наслідок, збільшення перехідного опору.

Таблиця 2 - Заміри перехідного опору міжполюсних перемичок

Номери перемичок і вивідних кінців	Перехідний опір до та після ремонту, мкОм											
	СД1		СД2		СД3		СД4		СД5		СД6	
1	181,9	20,2	338	20,2	16,5	–	12	–	21,1	–	20,6	–
1-2	21,9	–	21,6	–	18,3	–	17,8	–	35,8	–	12,8	–
2-3	11,9	–	16,3	–	25,2	–	22,1	–	31,3	–	20,1	–
3-4	22,3	–	23,1	–	17	–	21,2	–	20,6	–	16,7	–
4-5	15,6	–	20,3	–	29,1	–	26,2	–	38,8	–	14,6	–
5-6	11,3	–	20,1	–	13,5	–	20,4	–	360,3	21,2	15,2	–
6-7	19,7	–	18,5	–	18,6	–	23,1	–	37,8	–	17,2	–
7-8	23,3	–	18,3	–	17,6	–	15	–	192,1	20,2	21,2	–
8-9	11,2	–	17,9	–	19,2	–	16,2	–	16,3	–	19,1	–
9-10	16,8	–	19,8	–	13,8	–	24,7	–	320,3	21,9	264,3	13,5
10	609	14,3	436,4	30,2	15,3	–	16,1	–	22,1	–	19,8	–



а



б

Рис. 5 – Міжполюсні перемички без дефектів (а) та з дефектами на виході з котушки обмотки збудження (б)

Аналізуючи результати діагностування, можна зробити висновок, що міжполюсна перемичка знаходиться в задовільному стані, якщо відносне зміння температури на початку та наприкінці проведення діагностування методом тест-режиму не перевищує 20 %.

На основі табл. 1 рекомендується створити контрольну карту технологічного процесу діагностування стану міжполюсних перемичок синхронного двигуна. По кожному двигуну, що знаходиться на технічному обслуговуванні, за результатами тепловізійного заміру температури вибираються ті міжполюсні перемички, температура яких більша за інших на початку та наприкінці або не змінилась під час проведення діагностування методом тест-режиму. Далі приймається рішення про ремонт конкретних вузлів обмотки ротора.

Висновки. На прикладі діагностики міжполюсних перемичок та вивідних кінців обмотки ротора синхронних двигунів СДС-17-94/10, які є головними приводами чорнової групи клітей стану ЛПЦ-1700 ПрАТ «Мариупольський металургійний комбінат імені Ілліча», доведено, що застосування методу тест-режиму при введенні в експлуатацію, проведенні середніх та капітальних ремонтів дозволить своєчасно виявляти дефекти у розвитку міжполюсної перемички та своєчасно запобігати позаплановому виходу з ладу синхронного двигуна.

Відносне перевищення температури, заміряне методом тест-режиму, більше, ніж на 20 % свідчить про наявність мікротріщин в міжполюсній перемичці, які повинні обов'язково усуватися при проведенні технічного обслуговування.

Рекомендується застосовувати метод тест-режиму не рідше двох разів на рік.

Для збільшення сили натискання контактів рекомендується при черговому технічному обслуговуванні синхронного двигуна середньої потужності паяне з'єднання міжполюсних перемичок замінювати та болтове з'єднання з пропаюванням по площині контакту.

Із застосуванням метода тест-режиму Натепер всі шість синхронних двигунів чорнової групи клітей стану ЛПЦ-1700 ПрАТ «Маріупольський металургійний комбінат імені Ілліча» працюють без відмов.

Список літератури

1. Penrose H. W. Large Electric Motor Reliability: What Did The Studies Really Say? / H. W. Penrose // Maintenance Technology. – Feb 23, 2012. – P. 18–24. – Режим доступу : https://issuu.com/appliedtechpub/docs/mt_0212_digital_mag/ – Дата звертання : 05 грудня 2019.
2. Васьковський Ю.М. Діагностика коротких замикань в обмотці збудження явнopolосної синхронної машини на основі аналізу віброзбуджуючих сил / Ю. М. Васьковський, О. А. Гераскін // Вісник Нац. техн. ун-ту "ХПІ" : зб. наук. пр. Сер. : Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії. – 2015. – № 5(1114). – С. 20-26.
3. <http://repository.kpi.kharkov.ua/handle/KhPI-Press/17889>
4. Привалов Е.Е. Тепловизионная диагностика электроэнергетического оборудования : учебное пособие / Е.Е. Привалов. – Москва ; Берлин : Директ-Медиа, 2015. – 64 с.
5. Таев И.С. Электрические контакты и дугогасительные устройства / И.С. Таев. – М. : Энергия, 1973. – 424 с.
6. ДСТУ 2413-94. Основні норми взаємозамінності. Шорсткість поверхні. Терміни та визначення. – К. : Держстандарт України, 1994. – 37 с.

8. Офіційний сайт ТОВ «Еталон-прилад». – Режим доступу : <https://etalonpribor.com.ua/miko-1-mikroometr.html>. – Дата звертання : 12 грудня 2019.

References (transliterated)

1. Penrose H. W. Large Electric Motor Reliability: What Did The Studies Really Say? / H. W. Penrose // Maintenance Technology. – Feb 23, 2012. – P. 18–24. – Available at: https://issuu.com/appliedtechpub/docs/mt_0212_digital_mag/ (accessed 05.12.2019).
2. Vaskovsky Yu. N., Geraskin A. A. Diahnostyka korotkых замыкан v obmotci zbudzhenija javnopolusnoji synhronnoji mašyny na osnovi analizu vibrozbudzjujučyx syl [Diagnosis of short-circuits in the synchronous machine winding of excitation based on a nanalysis of vibropereturbin forces]. *Bulletin of NTU "KhPI". Series: "Electric machines and electromechanical energy conversion"*. 2015, no. 5(1114), pp. 20-26. (Ukr)
3. <http://repository.kpi.kharkov.ua/handle/KhPI-Press/17889>
4. Privalov E. E. *Тепловизионная диагностика электроэнергетического оборудования* [Thermal diagnostics of electric power equipment]: учебное пособие. Москва ; Берлин, Direkt-Media, 2015, 64 p. (Rus)
5. Таев И. С. *Электрические контакты и дугогасительные устройства* [Electrical contacts and arcing devices]. Moscow, Jenergija, 1973, 424 p. (Rus)
6. DSTU 2413-94. *Osnovni normy vzajemozaminnosti. Šorstkist' poverchni. Terminy ta vyznačennja* [StateStandard2413-94. Basic interchangeability standards. Surface roughness. Terms and definitions]. Kyiv, Deržstandart Ukraїny, 1994. 37 p. (Ukr)
7. Official site Ltd "Etalon-prylad". Available at: <https://etalonpribor.com.ua/miko-1-mikroometr.html> / (accessed 12.12.2019). (Ukr)

Надійшла (received) 02.02.2020

Бібліографічні описи / Библиографические описания / Bibliographic descriptions

Мглинець Є. В. Метод діагностування дефектів у розвитку в міжполюсних перемичках при експлуатації синхронних двигунів / Є. В. Мглинець, М. Ю. Мандровський, М. Ф. Чекараміт, О. Ю. Юр'єва // Вісник Національного технічного університету «ХПІ». Серія: «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії». – 2020. – № 3 (1357). – С. 56-61. – doi:10.20998/2409-9295.2020.3.10.

Мглинец Е. В. Метод диагностики развивающихся дефектов в межполюсных перемычках при эксплуатации синхронных двигателей / Е. В. Мглинец, М. Ю. Мандровский, М. Ф. Чекарамит, Е. Ю. Юрьева // Вісник Національного технічного університету «ХПІ». Серія: «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії». – 2020. – № 3 (1357). – С. 56-61. – doi:10.20998/2409-9295.2020.3.10.

Mglinets E. V. Diagnostics method of developing defects in inter-pole connectors during operation of synchronous motors / E. V. Mglinets, M. Yu. Mandrovsky, N. F. Chekaramit, O. Yu. Yurieva // Bulletin of NTU "KhPI". Series: "Electric machines and electromechanical energy conversion." – 2020. – No. 3 (1357). – P. 56-61. – doi:10.20998/2409-9295.2020.3.10.

Відомості про авторів / Сведения об авторах / About the Authors

Мглинець Євген Вячеславович (Mglinets Evgen Vjacheslavovych) – ПрАТ «Маріупольський металургійний комбінат імені Ілліча», провідний інженер з надійності відділу надійності обладнання Управління надійності та діагностики, м. Маріуполь, Україна, тел. 096-94-24-373; e-mail: e.v.mglinets@metinvestholding.com.

Мандровський Максим Юрійович (Mandrovskiy Maksym Yuriyovych) – ПрАТ «Маріупольський металургійний комбінат імені Ілліча», начальник відділу розвитку технічного обслуговування та ремонту Управління надійності та діагностики, м. Маріуполь, Україна; тел. 098-300-10-83; e-mail: maksim.mandrovskiy@metinvestholding.com.

Чекараміт Микола Федорович (Chekaramit Nikolay Fedorovich, Chekaramit Mykola Fedorovich) – ПрАТ «Маріупольський металургійний комбінат імені Ілліча», електрик цеху ЛПЦ-1700, м. Маріуполь, Україна; тел. 096-318-57-56, e-mail: nikolay.chekaramit@metinvestholding.com.

Юр'єва Олена Юрійівна (Yurieva Olena Yuriyivna) – кандидат технічних наук, доцент, Національний технічний університет «Харківський політехнічний інститут», доцент кафедри електричних машин, ORCID: 0000-0002-4156-8087, тел. (057)707-68-44, e-mail: ele6780@gmail.com.

В. Ф. ШИНКАРЕНКО, В. В. КОТЛЯРОВА, П. О. КРАСОВСЬКИЙ, Н. А. МІСАН

ПРИНЦИПИ СТРУКТУРОУТВОРЕННЯ ПРОСТОРОВО АДАПТИВНИХ ЕЛЕКТРОМЕХАНІЧНИХ СИСТЕМ ЗІ ЗМІННОЮ СТРУКТУРОЮ І ГЕОМЕТРІЄЮ АКТИВНОЇ ЗОНИ

Аналізується характерна тенденція у розвитку сучасної техніки, яка пов'язана зі створенням складних просторових систем, наділених можливістю адаптувати просторову геометрію виконавчого органу у відповідність зі зміною факторів зовнішнього впливу. Визначено принципи генетичного структуроутворення просторово розподілених модульних електромеханічних систем з адаптивною геометрією активної зони. Визначено макрогенетичні програми генетично допустимих базових Видів електромеханічних структур зі змінною орієнтацією і геометрією активних частин. Показано домінуючу роль операторів реплікації, мутації і структурної ізомерії в задачах синтезу просторово адаптованих систем модульного типу. Вперше досліджено механізми міжродових мутацій, які визначають принципи структуроутворення об'єктів «еластичної електромеханіки», функціонування яких супроводжується зміною геометрії активної поверхні. Встановлено наявність стійкого детермінованого зв'язку електромагнітних хромосом генетичної програми і ізомерними композиціями зі схемою розміщення індукторних модулів і видом просторового руху технологічного виробу. Достовірність генетичних програм і результатів синтезу підтверджено на прикладі проектного синтезу конкурентоспроможної модульної електромеханічної системи з адаптивною просторовою структурою, у складі роботизованого технологічного маніпулятора, призначеного для оперування сталевими трубами і листовим прокатом. Результати досліджень становлять системну основу для постановки задач інноваційного синтезу нових структурних різновидів електромеханічних систем з просторово адаптивною модульною структурою активних частин.

Ключові слова: просторово розподілена електромеханічна система, індукторний модуль, адаптивна активна поверхня, макрогенетична програма, реплікація, мутація, ізомерна композиція.

Анализируется характерная тенденция в развитии современной техники, которая связана с созданием сложных пространственных систем, наделенных возможностью адаптировать пространственную геометрию исполнительного органа в соответствии с изменением факторов внешнего воздействия. Определены принципы генетического структурообразования пространственно распределенных модульных электро-механических систем с адаптивной геометрией активной зоны. Определены макрогенетические программы генетически допустимых базовых Видов электро-механических структур с изменяемой геометрией и ориентацией активных частей. Показана доминирующая роль операторов репликации, мутации и структурной изомерии в задачах синтеза пространственно адаптивных систем модульного типа. Впервые исследованы механизмы межродовых мутаций, которые определяют принципы структурообразования объектов "эластичной электро-механики", функционирование которых сопровождается изменением геометрии активной поверхности. Установлено наличие устойчивой детерминированной связи электромагнитных хромосом генетической программы и изомерных хромосомных композиций, с компоновкой активных индукторных модулей и видом пространственного движения технологического изделия. Достоверность генетических программ и результатов синтеза подтверждена на примере проектного синтеза конкурентоспособной модульной электро-механической системы с адаптивной пространственной структурой, в составе роботизированного технологического комплекса, предназначенного для оперирования стальными трубами и листовым прокатом. Результаты исследований представляют системную основу для постановки задач инновационного синтеза новых структурных разновидностей электро-механических систем с пространственно адаптивной модульной структурой активных частей.

Ключевые слова: пространственно распределенная электро-механическая система, индукторный модуль, адаптивная активная поверхность, макрогенетическая программа, репликация, мутация, изомерная композиция.

The salient trends of the development of modern technology, which is associated with the creation of complex spatial systems with the ability to adapt the spatial geometry of the working unit in accordance with changes in external factors are analyzed. The principles of genetic structure formation of spatially distributed modular electromechanical systems with adaptive active surface geometry are determined. The macrogenetic programs of genetically permissible basic Species of electromechanical structures with variable geometry and orientation of the active surface are determined. The dominant role of replication, mutation, and structural isomerism operators in the synthesis of spatially adaptive systems of a modular type are shown. The mechanisms of intergeneric mutations were first investigated, which determine the principles of structure formation of the objects of "elastic electro-mechanics", the functioning of which is accompanied by a change of the geometry of the active surface. The presence of a stable deterministic relationship between the electromagnetic chromosomes of the genetic program and isomeric chromosome compositions, with the layout of the active inductor modules and the type of spatial movement of the technological product were identified. The reliability of genetic programs and synthesis results is confirmed by the example of project synthesis of a competitive modular electromechanical system with an adaptive spatial structure, consisting of a robotic technological complex designed to operate steel pipes and sheet metal. The research results provide a systematic basis for the formulation of problems of innovative synthesis of new structural varieties of electromechanical systems with spatially adaptive modular structure of the active surface.

Keywords: spatially distributed electromechanical system, inductor module, adaptive active surface, macrogenetic program, replication, mutation, isomeric composition.

Вступ. Аналіз стану досліджень. Одна з характерних тенденцій в еволюції сучасної техніки пов'язана зі створенням складних просторово розподілених систем, наділених можливістю змінювати просторову геометрію виконавчого органу у відповідність зі зміною факторів зовнішнього впливу. Функціонування таких систем максимально наближено до систем природного типу, а їх поява є неминучим результатом технічної еволюції генетично організованих систем, розвиток яких здійснюється за принципом «від простого – до складного». Характерними ознаками систем такого типу є просторово розподілена стру-

ктурна реалізація на основі уніфікованих модулів, просторова адаптація структури і геометрії робочого органу, багатофункціональність і гнучкість керування. Такі системи можуть суміщувати адаптивні функції виконавчих органів, елементи локальної самоорганізації і підсистеми штучного інтелекту. Просторово адаптивні системи вже використовуються в сучасній авіації, космічній і військовій техніці, електроніці, автомобілебудуванні, робототехніці, верстатобудуванні та інших високотехнологічних галузях [1 - 4].

Аналіз функціонально-технічної еволюції електромеханічних перетворювачів енергії (ЕМПЕ), свід-

чить, що на даний час існує велика різноманітність електричних машин і електромеханічних пристроїв, функціонування яких безпосередньо пов'язано зі зміною структури і геометрії їх активної зони як у просторі, так і в часі. Поява інтелектуальних матеріалів, застосування нових полімерних композитів і нанотехнологій, відкривають нові можливості синтезу і на прями практичного використання електромеханічних об'єктів (ЕМ-об'єктів) з адаптивною активною зоною. Огляд літератури показує, що системний аналіз структурної організації і технічної еволюції таких ЕМПЕ практично відсутній, і, на даний час, обмежується описом лише їх окремих технічних реалізацій.

Постановка задачі і мета дослідження. В концепції структурно-системного підходу просторово адаптовані системи належать до класу генетично визначених, структурна різноманітність і генетична мінливість яких обмежується відповідними генетичними програмами, а їх розвиток характеризується власною функціональною еволюцією [5-8]. Генетична концепція аналізу і системного проектування складних систем ґрунтується на можливості визначенні генетично допустимої різноманітності структурних варіантів, які задовольняють вимогам функції пошуку. Зазначена можливість забезпечується аналізом генетичних програм, які містять систематизовану генетичну інформацію як стосовно відомих структурних аналогів, так і потенційно можливих, але ще невідомих на даний час технічної еволюції досліджуваного класу об'єктів, серед яких буде мати місце і шуканий варіант структури.

В просторово розподілених електромеханічних системах (ЕМ-системах) суттєвого значення, як з точки зору функціонування системи, так і з точки зору її аналізу і синтезу, набувають відношення місцеположення, а також кількості і просторової геометрії їх активних модулів (або груп модулів). Тому об'єктом дослідження є ЕМ-системи з просторово розподіленою структурою індукторних модулів, робочі режими якої супроводжуються зміною просторової орієнтації і геометрії їх активних частин. Метою роботи є визначення макрогенетичних програм і інноваційний синтез модульної ЕМ-системи з просторовою адаптацією просторової структури і геометрії активної поверхні.

Принципи структуроутворення. В генетично організованих ЕМ-системах просторова геометрія належить до ключових категорій, які визначають принципи структурної організації об'єктів і систем більш високого рівня складності. В структурі універсального генетичного коду геометрія активної поверхні кодується першою складовою генетичної інформації. Тому геометрія активної зони визначає принципи структуроутворення і системні властивості електромеханічних структур (ЕМ-структур) на всіх рівнях їх організації, починаючи з рівня електромагнітних хромосом, і закінчуючи складними електромагнітними структурами, які створюються в процесі еволюції.

В загальному випадку, зміна просторової геометрії активної зони в режимах функціонування ЕМПЕ може здійснюватися наступними способами:

- зміною структури і просторової геометрії вторинної частини (технологічного середовища);
- зміною відносного положення і просторової орієнтації активних частин;
- просторово-пружною деформацією первинної активної поверхні;
- зміною співвідношення δ/τ ;
- зміною електромагнітної структури в просторово розподілених електромеханічних системах.

Зміна параметрів і просторової геометрії з боку вторинного середовища є необхідною умовою функціонування переважної більшості ЕМПЕ для безпосереднього здійснення технологічних процесів (магнітних і електродинамічних сепараторів, електромеханічних дезінтеграторів, перетворювачів магнітогідродинамічного типу та ін.), тому їх аналіз становить окрему самостійну задачу. В даному дослідженні розглядаються лише просторово розподілені системи зі змінною просторовою орієнтацією і геометрією первинної активної частини.

В теорії генетичного синтезу електромагнітної структури зі змінною просторовою геометрією або порушенням електромагнітної симетрії активних частин належать до класу генетично мутованих [9]. Мутація – один з фундаментальних загальносистемних принципів генетичного структуроутворення, математичну основу яких становить група гомеоморфних перетворень. Топологічним еквівалентом мутаційних перетворень в ЕМ-структурах являються об'ємні або поверхневі деформації активних частин, порушення геометричних пропорцій, або просторової орієнтації їх взаємного положення. Прикладами генетично мутованих об'єктів є активні поверхні зі скосом пазів, функціональні класи електричних двигунів з ротором, що котиться, електричні машини з поворотним статором, ЕМПЕ для безпосереднього здійснення технологічних процесів зі змінною геометрією і структурою активної поверхні тощо.

Генетичний оператор мутації M змінює генетичну інформацію довільної структури, породжуючи послідовність топологічно еквівалентних структур в межах заданого топологічного простору RT :

$$M(S) \leftrightarrow (S_{M1}, S_{M2}, \dots, S_{Mn}) \subset R^T. \quad (1)$$

В прикладних задачах генетичного синтезу, оператору M ставиться у відповідність група взаємно однозначних і неперервних просторових деформацій – стиснення, розтягу, зсуву, вигину, кручення та ін. В процедурах синтезу багатоеlementних ЕМ-структур оператор мутації утворює стійку комбінацію з оператором реплікації і ізомерними композиціями, структурними еквівалентами яких є просторово розподілені системи модульного типу [10].

Макрогенетичні програми. Макрогенетичні програми довільних функціональних класів ЕМ-систем визначаються методами генетичного аналізу в межах предметної області системної моделі, функцію якої виконує генетична класифікація (ГК) первинних джерел електромагнітного поля [6-8]. Для досліджуваного класу ЕМ-об'єктів, які допускають зміну просторової орієнтації активних частин, інтегральна функ-

ція пошуку F_{OZ} визначається сукупністю наступних часткових вимог: реалізація відносного OZ -повороту ($\beta = 0 \div \pi$) активних частин (рис. 1); незмінність повітряного зазору ($\delta \approx const$); забезпечення максимальної площі перекриття активної зони ($S_a = max$):

$$F_{OZ} = \{(\beta = 0 \div \pi), (\delta \approx const), (S_a = max)\}. \quad (2)$$

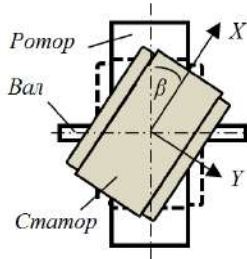


Рис. 1 – Модель електричної машини з OZ -поворотним індуктором

В межах першого великого періоду ГК, заданій інтегральній функції задовольняють електромагнітні хромосоми трьох Родів: сферичних (СФ), плоских (ПЛ) і тороїдальних плоских (ТП) первинних джерел електромагнітного поля. Результати генетичного аналізу показують, що найбільшою схильністю до поворотної симетрії OZ -типу наділені електромагнітні хромосоми Роду сферичних і Роду плоских:

$$Q_{СФ} = (СФ0.0y; СФ0.0x; СФ0.2y; СФ2.0x; СФ2.2y; СФ2.2x), \quad (3)$$

$$Q_{ПЛ} = (ПЛ0.0y; ПЛ0.0x; ПЛ0.2y; ПЛ2.0x; ПЛ2.2y; ПЛ2.2x), \quad (4)$$

а також дві хромосоми Роду тороїдальних плоских:

$$Q_{ТП} = (ТП2.2y; ТП2.2x). \quad (5)$$

Просторовий OZ -поворот допускають також гібридні, генетично мутовані хромосоми внутрішньовидового рівня:

$$Q_H = \{(ПЛ2.2x,y)_1 \times (ЦЛ)_2; (ПЛ2.2x,y)_1 \times (ТП)_2; (ПЛ2.2x,y)_1 \times (СФ)_2; (ТП2.2x,y)_1 \times (ПЛ)_2\}. \quad (6)$$

Кінцева множина електромагнітних хромосом (3-6) узагальнюються поняттям макрогенетичної програми структуроутворення функціонального класу ЕМ-об'єктів з OZ -поворотними активними частинами. Інваріантна частина генетичної інформації довільного первинного джерела поля в структурі ГК встановлює детермінований інформаційний зв'язок з відповідним Видом ЕМ-об'єктів. Тому кінцева множина електромагнітних хромосом макрогенетичної програми однозначно визначає різноманітність Видів ЕМПЕ, в структурній еволюції яких, рано чи пізно, появляться ЕМ-об'єкти – нащадки зі змінною геометрією активних частин. Програма містить генетичну інформацію стосовно 18 генетично допустимих Видів ЕМ-структур з OZ -поворотною симетрією, серед яких: 12 Видів визначають структурну різноманітність об'єктів обертального руху і 6 базових Видів встановлюють межі структуроутворення машин поступального руху.

За критерієм максимальної адаптації до зміни просторової геометрії активної поверхні ЕМ-об'єктів

найбільш високим рівнем генетичної схильності наділені електромагнітні хромосоми групи 2.2. В межах першого великого періоду ГК генетична інформація джерел групи 2.2 представлена двома горизонтальними гомологічними рядами

$$T_{22y} = (CL\ 2.2y; KN\ 2.2y; PL\ 2.2y; TP\ 2.2y; SF\ 2.2y; TC\ 2.2y), \quad (7)$$

$$T_{22x} = (CL\ 2.2x; KN\ 2.2x; PL\ 2.2x; TP\ 2.2x; SF\ 2.2x; TC\ 2.2x). \quad (8)$$

Для електричних машин з твердотільними вторинними частинами, що реалізують обертальний, або поступальний просторовий рух, область існування породжувальних структур обмежується хромосомним набором підгрупи T_{22y} (7). Як відомо, зміна просторової геометрії гомологічних електромагнітних хромосом пов'язана відношенням гомеоморфізму:

$$H_{22y} = (\dots \leftrightarrow CL \leftrightarrow KN \leftrightarrow PL \leftrightarrow TP \leftrightarrow \leftrightarrow SF \leftrightarrow TC \leftrightarrow \dots)_{2.2y} \subset R_3. \quad (9)$$

В алгоритмах синтезу гомеоморфізм хромосом (9) реалізується процедурами міжродових хромосомних мутацій, що призводить до зміни родової геометрії відповідної хромосоми в межах заданого топологічного простору. Генетично допустима множина міжродових хромосомних мутацій теоретично визначається комбінаторним простором хромосом ряду (7), а практично обмежується їх можливістю технічної реалізації структур-нащадків. Найбільшу практичну цінність будуть мати парні хромосомні мутації ($N_1 = 2$), в межах підгрупи 2.2y, генетична схильність яких чутлива як до зміни просторової орієнтації активних частин, так і до зміни геометрії активної поверхні. Зазначені хромосомні мутації мають детермінований зв'язок з просторовою геометрією активної поверхні і видом просторового руху об'єктів-нащадків (табл. 1).

Систематизовану інформацію, яку представлено в табл. 1, можна розглядати як системну основу структуроутворення об'єктів «еластичної електромеханіки» підгрупи 2.2y для комбінаторного простору $N_1 = 2$.

Генетичний синтез. Задачу синтезу просторово адаптивної ЕМ-структури розглянемо на прикладі створення тягової ЕМ-системи роботизованого технологічного комплексу для обробки сталевих труб великого діаметру. Вихідною інформацією для синтезу генетичної моделі є сукупність вимог до шуканої структури ЕМ-системи і результати аналізу її макрогенетичної програми.

Інтегральна функція синтезу F_S має задовольняти наступній сукупності часткових вимог:

- 1) Можливість функціонування зі сталевими виробами як циліндричної, так і плоскої просторової форми (G_{2CL} , G_{2PL}), які одночасно виконують функцію вторинної частини ЕМ-системи;
- 2) Реалізація поступального, обертального і складного просторового руху технологічного об'єкта (ω , V);
- 3) Модульне виконання індукторів ($N_1 > 2$);
- 4) Можливість зміни просторової орієнтації елементарного індукторного модуля відносно поверхні технологічного об'єкта ($\beta_{OZ} \rightarrow var$);

Таблиця 1 – Взаємозв'язок міжродових хромосомних мутацій з геометрією активної поверхні і видом просторового руху ЕМ-об'єктів-нащадків (підгрупа T_{22y})

Міжродова хромосомна мутація	Вид просторової деформації	Структурна формула мутованої хромосоми	Вид просторового руху
$PL \leftrightarrow CL$	M_{OY}	$2.2y(PL \leftrightarrow CL)_1$	Поступальний (V_{OX}) \leftrightarrow обертальний (ω_{OY})
$PL \leftrightarrow TP$	M_{OZ}	$2.2y(PL \leftrightarrow TP)_1$	Поступальний (V_{OX}) \leftrightarrow обертальний (ω_{OZ})
$PL \leftrightarrow SF$	$(M_{OY} \leftrightarrow M_{OX})_R$	$2.2y(PL \leftrightarrow SF)_1$	Поступальний (V_{OX}) \leftrightarrow обертальний (ω_{OY})
$CL \leftrightarrow SF$	M_{OX}	$2.2y(CL \leftrightarrow SF)_1$	Обертальний (ω_{OY})
$PL \leftrightarrow KN$	$M_{OZ} \leftrightarrow M_{OY}$	$2.2y(PL \leftrightarrow KN)_1$	Поступальний (V_{OX}) \leftrightarrow обертальний (ω_{OY})
$TP \leftrightarrow KN$	M_{OY}	$2.2y(TP \leftrightarrow KN)_1$	Обертальний (ω_{OZ}) \leftrightarrow (ω_{OY})
$CL \leftrightarrow KN$	M_{OZ}	$2.2y(CL \leftrightarrow KN)_1$	Обертальний (ω_{OY})
$KN \leftrightarrow SF$	$(M_{OX} \leftrightarrow M_{OY})_R$	$2.2y(KN \leftrightarrow SF)_1$	Обертальний (ω_{OY})
$TP \leftrightarrow SF$	$(M_{OX} \leftrightarrow M_{OY})_R$	$2.2y(TP \leftrightarrow SF)_1$	Обертальний (ω_{OZ}) \leftrightarrow (ω_{OY})
$CL \leftrightarrow TP$	$M_{OY} \leftrightarrow M_{OZ}$	$2.2y(CL \leftrightarrow TP)_1$	Обертальний (ω_{OY}) \leftrightarrow (ω_{OZ})
$CL \leftrightarrow TC$	$[M_{OY} \leftrightarrow (M_{OX})_{R1} \leftrightarrow (M_{OZ})_{R2}]$, де $(R_2 > R_1)$	$2.2y(CL \leftrightarrow TC)_1$	Обертальний (ω_{OY}) \leftrightarrow (ω_{OZ})
$PL \leftrightarrow TC$	$[(M_{OX})_{R1} \leftrightarrow (M_{OZ})_{R2}]$, де $(R_2 > R_1)$	$2.2y(PL \leftrightarrow TC)_1$	Поступальний (V_{OX}) \leftrightarrow обертальний (ω_{OZ})
$KN \leftrightarrow TC$	$[(M_{OZ})_{R2} \leftrightarrow (M_{OX})_{R1}]$, де $(R_2 > R_1)$	$2.2y(KN \leftrightarrow TC)_1$	Обертальний (ω_{OY}) \leftrightarrow (ω_{OZ})
$SF \leftrightarrow TC$	$[(M_{OX})_{R1} \leftrightarrow (M_{OZ})_{R2}]$, де $(R_2 > R_1)$	$2.2y(SF \leftrightarrow TC)_1$	Обертальний (ω_{OY}) \leftrightarrow (ω_{OZ})

5) Можливість зміни просторової геометрії активної поверхні індукторного модуля під дією сил магнітного тяжіння ($G_A \rightarrow \text{var}$);

6) Забезпечення незмінності повітряного зазору ($\delta_{OZ} \rightarrow \text{const}$);

7) Можливість оперативної зміни просторової схеми розміщення і кількості активних індукторних модулів в структурі технологічного маніпулятора ($N_I \rightarrow \text{var}$).

З врахуванням зазначених часткових вимог, вектор інтегральної функції синтезу в пошуковому просторі R^n набуває вигляду:

$$F_S = [(G_{2CL}, G_{2PL}); (\omega, V); (N_I > 2); (\beta_{OZ} \rightarrow \text{var}); (G_A \rightarrow \text{var}); (\delta_{OZ} \rightarrow \text{const}); (N_I \rightarrow \text{var})] \subset R_n. \quad (10)$$

Заданій функції пошуку (6) ставиться у відповідність багаторівнева генетична модель дивергентного типу (рис. 2).

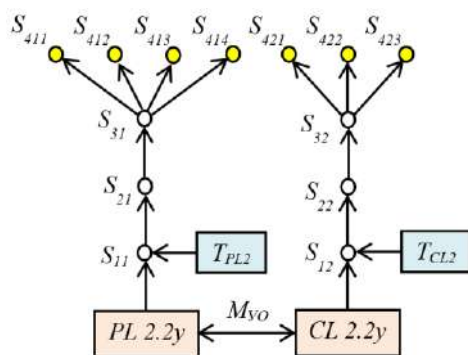


Рис. 2 – Генетична модель просторово розподіленої модульної ЕМ-системи з адаптивною геометрією активної зони

Структура моделі містить п'ять рівнів генетичної складності, які представлено: батьківською електромагнітною хромосомою $PL2.2y$ домінуючого Виду

ЕМ-структур (нульовий рівень); паралельними послідовностями генетично модифікованих електромагнітних хромосом інформаційного типу ($S_{11}-S_{32}$), які визначають траєкторію синтезу шуканої ЕМ-структури (рівні 2-4), і ізомерними просторовими композиціями породжувальних електромагнітних хромосом ($S_{411}-S_{414}$; $S_{421}-S_{423}$), які задовольняють заданій функції синтезу і моделюють просторово розподілену структуру модульної ЕМ-системи (рівень 5).

Характерна особливість генетичної моделі (рис. 2) визначається гомеоморфізмом батьківських хромосом $PL2.2y$ і $CL2.2y$, які через оператор міжродової мутації (M_{VOZ}) можуть одночасно існувати в двох геометричних формах активної поверхні

$$M_{VOZ} [2.2y (PL \leftrightarrow CL)_{ZOx}]_1 \subset T_{22y}. \quad (11)$$

Ще один вид мутації представлено хромосомами S_{21} і S_{22} , які моделюють їх здатність до реалізації відносного OZ -повороту активних частин. Зазначені хромосомні мутації визначають процедуру синтезу ЕМ-структури, яка здатна по чергово реалізувати функцію плоского індуктора поступального руху, або дугового циліндричного індуктора обертального руху в залежності від типу вторинної хромосоми, яка моделює просторову геометрію технологічного об'єкта. Варіанти просторової геометрії активної поверхні технологічного об'єкта (вимога 1), в моделі представлено вторинними транзитними хромосомами T_{PL2} і T_{CL2} . Результати розшифрування мікрогенетичної програми наведено в табл. 2.

Результати аналізу мікрогенетичної програми (табл. 2) підтверджують домінуючу роль операторів мутації (M_i) і реплікації (R_i) в процедурах формування ізомерних композицій, які визначають генетичну природу структуроутворення модульних ЕМ-об'єктів зі змінною структурою і геометрією активної зони.

Таблиця 2 – Результати розшифрування мікрогенетичної програми структуроутворення модульної ЕМ-системи зі змінною просторовою структурою і геометрією активної зони

Номер хромосоми	Структурна формула синтезованої хромосоми	Статус хромосоми
PL2.2y	PL 2.2y	Батьківська
	$[(PL2.2y):M_{ZOY}]_1 \rightarrow (CL2.2y)_1$	Батьківська, міжродовий мутант
S ₁₁	$(PL2.2y)_1 \times (T_{PL})_2$	Електромагнітна парна, інформаційна
S ₂₁	$[(PL2.2y):M]_1 \times (T_{PL})_2$	Мутована, інформаційна
S ₃₁	$[(PL2.2y):M:R]_1 \times (T_{PL})_2$	Реплікована, інформаційна
S ₄₁₁	$[(PL2.2y):M:R_{XOY}:V_{OX}]_1 \times (T_{PL})_2$	Ізомер (OX-орієнтована), породжувальна
S ₄₁₂	$[(PL2.2y):M:R_{XOY}:V_{OY}]_1 \times (T_{PL})_2$	Ізомер (OY-орієнтована), породжувальна
S ₄₁₂	$[(PL2.2y):M:R_{XOY}:\omega_{OZ}]_1 \times (T_{PL})_2$	Ізомер (OZ-поворотна), породжувальна
S ₄₁₃	$[(PL2.2y):M:R_{XOY}:V_{OX}:V_{OY}:\omega_{OZ}]_1 \times (T_{PL})_2$	Ізомер (V, ω) _{XOY} , породжувальна
S ₁₂	$(CL2.2y)_1 \times (T_{CL})_2$	Електромагнітна парна, інформаційна
S ₂₂	$[(CL2.2y):M]_1 \times (T_{CL})_2$	Мутована, інформаційна
S ₃₂	$[(CL2.2y):M:R]_1 \times (T_{CL})_2$	Реплікована, інформаційна
S ₄₂₁	$[(PL2.2y):M:R_{ZOY}:V_{OX}]_1 \times (T_{CL})_2$	Ізомер (OX-орієнтована), породжувальна
S ₄₂₂	$[(CL2.2y):M:R_{ZOY}:\omega_{OX}]_1 \times (T_{CL})_2$	Ізомер (OX-поворотна), породжувальна
S ₄₂₃	$[(PL2.2y):M:R_{ZOY}:V_{OX}] \leftrightarrow (CL2.2y):M:R_{ZOY}:\omega_{OX}]_1 \times (T_{CL})_2$	Ізомер (V, ω) _{OX} , породжувальна

Аналіз синтезованих просторових ізомерних композицій. За результатами генетичного моделювання отримано структурні формули ізомерних хромосомних композицій S₄₁₁-S₄₁₄ (для функціонування з плоскими об'єктами) і S₄₂₁-S₄₂₃ (для функціонування з циліндричними об'єктами) зі статусом породжувальних, які задовольняють заданій функції синтезу F_S. Кожній з зазначених ізомерних композицій ставиться у відповідність конкретний структурний еквівалент просторового розташування і орієнтації індукторних модулів.

Результати генетичного моделювання встановлюють взаємозв'язок між генетичними операторами синтезу і ізомерними композиціями електромагнітних хромосом, з одного боку, та схемою компоновки індукторних модулів і видом просторового руху – з іншого. Структурна ізомерія – системна властивість генетично організованих систем довільної фізичної природи з багатоеlementною (N ≥ 2) структурою, утворювати N_i варіантів просторових композицій [9]. Явище ізомерії первинних джерел електромагнітного поля вперше відкрито і описано при аналізі інваріантних властивостей системної моделі – ГК первинних джерел електромагнітного поля [5, 11]. Синтезовані ізомерні композиції дозволяють визначити просторові компоновальні схеми індукторних модулів і відповідні види просторового руху технологічного об'єкта в залежності від його типу і просторової геометрії (табл. 3).

Систематизовані варіанти просторових компонок індукторних модулів і відповідних видів просторового руху технологічного об'єкта (табл. 3) виконують функцію генетичного каталогу для вибору режимів функціонування просторово розподіленої ЕМ-системи технологічного маніпулятора. Результати аналізу також становлять вихідну інформацію для розробки алгоритмів автоматизованого керування технологічними процесами.

Практична реалізація. Результати синтезу покладено в основу розробки проекту роботизованого

технологічного комплексу для оперування просторовим положенням сталевих труб великого діаметра (рис. 3, а) і листового прокату (рис. 3, б). Можливість зміни просторової орієнтації індукторних модулів відносно поверхні об'єкта оперування, та їх здатність змінювати геометрію активної поверхні, дозволяє оперувати технологічними об'єктами з різною просторовою геометрією і реалізувати задані види просторого руху з використанням однотипних уніфікованих тягових модулів.

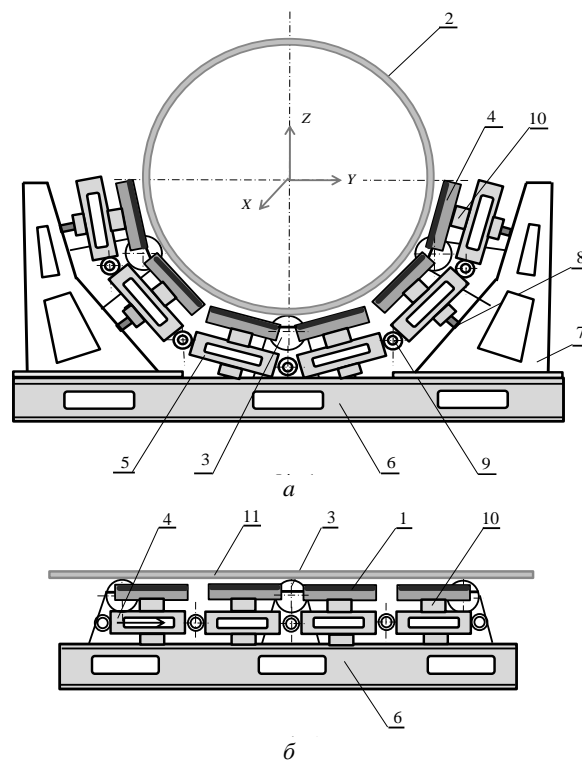


Рис. 3 – Багатофункціональна електромеханічна система з просторовою адаптацією індукторних модулів для технологічного маніпулятора сталевими трубами (а) і листовим прокатом (б)

Таблиця 3 – Взаємозв'язок генетичної інформації ізомерних композицій з просторовою компоновкою активних індукторних модулів та видом просторового руху технологічного об'єкта

Вид просторового руху	Структурна формула ізомерної композиції	Компоновка індукторних модулів*
Технологічний об'єкт – сталеві труба		
Поступальний: $\pm (V_{Ox})$;	$4(PL2.2x)_{xOy}$	
Обертальний: $\pm (\omega_{Ox})$;	$4[(CL2.2y):M_{Oz}(\pi/4):M_{Zoy}]_{zOy}$	
Обертально-поступальний (гвинтовий): $\pm (V_{Ox} \times \omega_{Ox})$;	$2(PL2.2x)_{xOy} \times 2[(CL2.2y):M_{Oz}(\pi/4)]_{zOy}$	
Технологічний об'єкт – сталевий листовий прокат		
Поступальний: $\pm (V_{Ox})$;	$4(PL2.2x)_{Ox}$	
Поступальний: $\pm (V_{Oy})$;	$4[(PL2.2y):M_{Oz}(\pi/4)]_{Oy}$	
Плоско-паралельний: $\pm (V_{Ox} \times V_{Oy})$;	$2(PL2.2x)_{Ox} \times 2[(PL2.2y):M_{Oz}(\pi/4)]_{Oy}$	
Обертальний: $\pm (\omega_{Oz})$;	$(PL2.2y):M_{Oz}[(-\pi/4) \times (\pi/4) \times (3\pi/4) \times (5\pi/4)]_{xOy}$	

*Для $N_I = (2 \times 2)$

Одночасно можна здійснювати регулювання швидкості руху об'єкта (шляхом зміни просторової орієнтації індукторних модулів, з використанням частотного, або амплітудно-фазового регулювання), а також реалізувати режими електромагнітного гальмування (наприклад, з використанням режиму динаміч-

ного гальмування). Модульна структура ЕМ-системи також дозволяє оперувати кількістю індукторних модулів, що дозволяє змінювати просторову схему активних модулів і реалізувати енергоощадні режими технологічної обробки об'єктів з різними габаритами і масою.

В даному проекті використано уніфіковані поворотні модулі з адаптивною активною поверхнею, які забезпечують режими функціонування як зі сталевими трубами різного діаметру, так і з сталевим листовим прокатом. Один з можливих варіантів технічної реалізації міжродової хромосомної мутації типу (11) представлено індукторним модулем, наділеним властивістю пружної деформації активної поверхні в площині ZOХ і реалізацією OZ-повороту (рис. 4).

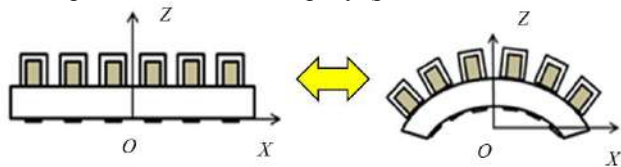


Рис. 4 – Варіант індукторного модуля з адаптивною просторовою геометрією активної поверхні, синтезованого за формулою хромосомної мутації (11)

Індуктор такого типу, виготовлений за технологією еластичної електромеханіки, може функціонувати в двох геометричних формах активної поверхні – плоскій і дуговій, з реалізацією відповідного просторового руху сталевого технологічного об’єкта – поступального, або обертального.

Функція індивідуального OZ-повороту модулів відносно поверхні об’єкта оперування забезпечує необхідні просторові рухи технологічного об’єкта (поступальний, зворотно-поступальний, обертний, гвин-

товий, плоско-паралельний, або складний програмований рух).

Запропоноване технічне рішення, у порівнянні з відомими аналогами, дозволяє:

- забезпечити повну уніфікацію індукторних модулів і основних вузлів маніпулятора, розширити їх функціональні можливості та підвищити надійність ЕМ-системи;

- забезпечити високу адаптивність просторово розподіленої системи індукторних модулів до оперування великогабаритними сталевими об’єктами різної просторової геометрії, габаритів і маси з можливістю повної автоматизації технологічних процесів;

- суттєво розширити функціональні можливості електромеханічної системи (за рахунок функціонування зі змінною просторовою геометрією технологічного об’єкта, кількісного складу, просторової орієнтації та способів керування режимами роботи індукторних модулів);

- реалізувати енергоощадні режими обробки (шляхом використання оптимальної кількості активних модулів, в залежності від габаритних розмірів, геометрії і маси об’єкта маніпулювання).

Технологія модульної ЕМ-системи з просторово адаптивною активною зоною індукторних модулів визначає сучасний інноваційний рівень в еволюції технологічних систем з просторово розподіленими активними частинами (табл. 4).

Таблиця 4 – Генетична еволюція модульного лінійного асинхронного електроприводу в технологічних лініях транспортування і обробки сталевих труб великого діаметра

Час еволюції	1970-1973		1975-1979	2010	2020
Методологія синтезу	Евристична			Системно-генетична	
Компонувальна схема					
Генетичний код	$PL2.2x$	$CL2.2x$	$^2PL2.2x$	$CL2.2(x \times y)$	$(PL \leftrightarrow CL)2.2y$
Просторова геометрія активної зони	$(PL)_1 \times (CL)_2$	$(CL)_1 \times (CL)_2$	$^*(PL)_1 \times (CL)_2$	$(CL)_1 \times (CL)_2$	$(PL \leftrightarrow CL)_1 \times (CL)_2$
Кількість типорозмірів індукторних модулів	1	1	1	2	1
Вид просторового руху технологічного об’єкта	V_{Ox}	V_{Ox}	V_{Ox}	$V_{Ox}; \omega_{Ox}; (V \times \omega)_{Ox};$	$V_{Ox}; V_{Oy}; \omega_{Ox}; \omega_{Oz}; (V \times \omega)_{Ox};$

Висновки.

Вперше визначено принципи генетичного структуроутворення просторово розподілених модульних ЕМ-систем з адаптивною геометрією активної зони. Визначено макрогенетичні програми генетично допустимих базових Видів ЕМ-структур зі змін-

ною орієнтацією активних частин (18 Видів) і об’єктів еластичної електромеханіки (12 Підвидів), які допускають зміну просторової геометрії активної поверхні. Показано домінуючу роль операторів реплікації і мутації в задачах синтезу просторово адаптованих систем. Вперше визначено генетичні програми і розроблено алгори-

тми міжродової мутації, які визначають принципи структуроутворення модульних об'єктів еластичної електромеханіки, функціонування яких здійснюється зі змінною геометрією активної поверхні. Встановлено наявність детермінованого зв'язку між елементним базисом періодичної системи первинних джерел електромагнітного поля (генетичною програмою), ізомерними хромосомними композиціями і просторовою компоновкою активних індукторних модулів та видом просторового руху технологічного об'єкта. Достовірність генетичних програм і синтезованих структур підтверджено на прикладі розробки проекту конкурентоспроможної модульної ЕМ-системи з адаптивною просторовою структурою, у складі роботизованого технологічного комплексу, призначеного для обробки сталевих труб і прокату.

Результати досліджень становлять основу для постановки задач інноваційного синтезу нових структурних різновидів модульних ЕМ-систем з адаптивною просторовою структурою активних елементів і використанням інноваційної технології еластичної електромеханіки.

Список літератури

1. Knaian A. N. The Milli-Motein: A self-folding chain of programmable matter with a one centimeter module pitch / A. N. Knaian, K. C. Cheung, M. B. Lobovsky, A. J. Oines, P. Schmidt-Neilsen and N. A. Gershenfeld // 2012 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems, 7-12 Oct. 2012. – Vilamoura, Portugal, 2012. – Pp. 1447-1453.
2. doi: 10.1109/IROS.2012.6385904. Available at: <http://ieeexplore.ieee.org/stamp/stamp.jsp?tp=&arnumber=6385904&isnumber=6385431>.
3. Shikhirin Valeriy. Elastic machines and mechanisms of the future / Valeriy Shikhirin // The Summary of Technologies. – 2001. – № 2(6). – Pp. 37-42.
4. Available at: <http://www.alt-tech.org/files/fizika/shikhirin2.pdf>.
5. Cheng I-Chun. Overview of Flexible Electronics Technology / I-Chun Cheng and Sigurd Wagner // Flexible Electronics: Materials and Applications. – Springer Science+Business Media, LLC, New York, USA. – 2009. – Pp. 1-28.
6. doi: 10.1007/978-0-387-74363-9_1.
7. Кузнецов Ю. Н. Морфологический синтез станков и их механизмов: Монография / Ю. Н. Кузнецов, Герра Ж. А. Хамуйела, Т. О. Хамуйела. – К.: ООО "Гнозис", 2012. – 416 с.
8. Шинкаренко В. Ф. Основи теорії еволюції електромеханічних систем / В. Ф. Шинкаренко. – К.: Наукова думка, 2002. – 288 с.
9. Шинкаренко В. Ф. Генетические программы структурной эволюции антропогенных систем. (Междисциплинарный аспект) / В. Ф. Шинкаренко // Праці Таврійського державного агротехнологічного університету. – 2013. – Вип. 13, том 4. – С. 11-20. – Режим доступу: http://nauka.tsatu.edu.ua/print-journals-tdata/13-4/13_4/2.pdf.
10. Shinkarenko V. Genetic Programs of Complex Evolutionary Systems (Part 1) / V. Shinkarenko, Y. Kuznetsov // 11th Anniversary International Scientific Conference "Unitech'11", 18-19 November 2011. – Gabrovo, Bulgaria, 2011. – Vol. I. – Pp. 33-43.
11. Shynkarenko V. Genetic Programs of Structural Evolution of Hybrid Electromechanical Objects / V. Shynkarenko, Iu. Gaidaienko, Ahmad N. Al-Husban // International Journal of Engineering & Technology. 2013. – Vol. 2, No. 1. – Pp. 44-49.
12. Шинкаренко В. Ф. Словник з структурної і генетичної електромеханіки / В. Ф. Шинкаренко, А. А. Шиманська. – К.: НТУУ "КПІ", 2015. – 112 с.
13. Shynkarenko V. Modular Principle in the Structural organization and Evolution of Electromechanical Objects / V. Shynkarenko, A. Makki, V. Kotliarova and A. Shymanska // 2019 IEEE International Conference on Modern Electrical and Energy Systems (MEES). – Kremenchuk, Ukraine, 2019. – Pp. 162-165.
14. doi: 10.1109/MEES.2019.8896446. Available at: <http://ieeexplore.ieee.org/stamp/stamp.jsp?tp=&arnumber=8896446&isnumber=8896362>.
15. Шинкаренко В. Ф. Структурная изомерия и ее моделирование в задачах генетического синтеза электромеханических структур / В. Ф. Шинкаренко, А. А. Августинович, В. В. Лысак, М. А. Вахновецкая // Электротехника і електромеханіка, 2009. – № 1. – С. 33-36. – Режим доступу: <http://dspace.nbuv.gov.ua/handle/123456789/143169>

References (transliterated)

1. Knaian A. N., Cheung K. C., Lobovsky M. B., Oines A. J., Schmidt-Neilsen P. and Gershenfeld N. A. The Milli-Motein: A self-folding chain of programmable matter with a one centimeter module pitch. 2012 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems, 7-12 Oct. 2012, Vilamoura, Portugal, 2012, pp. 1447-1453.
2. doi: 10.1109/IROS.2012.6385904. Available at: <http://ieeexplore.ieee.org/stamp/stamp.jsp?tp=&arnumber=6385904&isnumber=6385431>
3. Shikhirin Valeriy. Elastic machines and mechanisms of the future. *The Summary of Technologies*, 2001, no 2(6), pp. 37-42.
4. Available at: <http://www.alt-tech.org/files/fizika/shikhirin2.pdf>.
5. Cheng I-Chun and Wagner Sigurd. Overview of Flexible Electronics Technology. *Flexible Electronics: Materials and Applications*, Springer Science+Business Media, LLC, New York, USA, 2009, pp. 1-28.
6. doi: 10.1007/978-0-387-74363-9_1
7. Kuznetsov Y. N., Hamuyela Guerra J. A., Hamuyela T. O. *Morfologicheskii sintez stankov i ikh mekhanizmov: Monografiya* [Morphological synthesis tools and mechanisms: Monograph]. Kiev, Ltd "Gnosis", 2012, 416 p.
8. Shynkarenko V. F. *Osnovy teoriiy evolyutsiyi elektromekhanichnykh sistem* [Fundamentals of the Theory of Evolution of Electromechanical Systems]. Kyiv, Naukova Dumka Publ., 2002, 288 p.
9. Shynkarenko V. F. *Geneticheskie programmy strukturnoy evolyutsii antropogennykh sistem. (Mezhdistylinarnyy aspekt)* [Genetic Programs of the Structural Evolution of Anthropogenic Systems. (Interdisciplinary aspect)]. *Pratsi Tavriys'koho derzhavnoho ahrotekhnolohichnoho universytetu* [Proceedings of the Tavria State Agrotechnological University], 2013, iss. 13, vol. 4, pp. 11-20. Available at: http://nauka.tsatu.edu.ua/print-journals-tdata/13-4/13_4/2.pdf
10. Shinkarenko V., Kuznetsov Y. Genetic Programs of Complex Evolutionary Systems (Part 1). 11th Anniversary International scientific Conference "Unitech'11", 18-19 November 2011, Gabrovo, Bulgaria, 2011, vol. I, pp. 33-43.
11. Shynkarenko V., Gaidaienko Iu., Al-Husban Ahmad N. Genetic Programs of Structural Evolution of Hybrid Electromechanical Objects. *International Journal of Engineering & Technology*, 2013, vol. 2, no. 1, pp. 44-49.
12. Shynkarenko V. F., Shymanska A. A. *Slovnnyk z strukturnoyi i henetychnoyi elektromekhaniky* [Dictionary of the structural and genetic electromechanics]. Kyiv: NTUU "KPI", 2015, 112 p.
13. Shynkarenko V., Makki A., Kotliarova V. and Shymanska A. Modular Principle in the Structural organization and Evolution of Electromechanical Objects. *2019 IEEE International Conference on Modern Electrical and Energy Systems (MEES)*, Kremenchuk, Ukraine, 2019, pp. 162-165.
14. doi: 10.1109/MEES.2019.8896446. Available at: <http://ieeexplore.ieee.org/stamp/stamp.jsp?tp=&arnumber=8896446&isnumber=8896362>
15. Shynkarenko V. F., Avgustynovych A. A., Lysak V. V. *Strukturalnaya izomeriya i ee modelirovanie v zadachakh geneticheskogo sinteza elektromekhanicheskikh struktur* [Structural isomery and its modelling in problems of electromechanical structures genetic synthesis]. *Elektrotekhnika i elektromekhanika* [Electrical engineering & electromechanics], 2009, no. 1, pp. 33-36. Available at: <http://dspace.nbuv.gov.ua/handle/123456789/143169>

Надійшло (received) 31.01.2020

Бібліографічні описи / Библиографические описания / Bibliographic descriptions

Шинкаренко В. Ф. Принципи структуроутворення просторово адаптивних електромеханічних систем зі змінною структурою і геометрією активної зони / В. Ф. Шинкаренко, В. В. Котлярова, П. О. Красовський, Н. А. Мисан // Вісник Національного технічного університету «ХПІ». Серія: «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії». – 2020. – № 3 (1357). – С. 62-70. – doi:10.20998/2409-9295.2020.3.11.

Шинкаренко В. Ф. Принципы структурообразования пространственно адаптивных электромеханических систем с переменной структурой и геометрией активной зоны / В. Ф. Шинкаренко, В. В. Котлярова, П. А. Красовский, Н. А. Мисан // Вісник Національного технічного університету «ХПІ». Серія: «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії». – 2020. – № 3 (1357). – С. 62-70. – doi:10.20998/2409-9295.2020.3.11.

Shynkarenko V. Principles of structural construction of spatially adaptive electromechanical systems with variable structure and geometry of the active surface / V. Shynkarenko, V. Kotliarova, P. Krasovskyi, N. Misan // Bulletin of NTU "KhPI". Series: "Electric machines and electromechanical energy conversion." – 2020. – No. 3 (1357). – P. 62-70. – doi:10.20998/2409-9295.2020.3.11.

Відомості про авторів / Сведения об авторах / About the Authors

Шинкаренко Василь Федорович (Шинкаренко Василий Фёдорович, Shynkarenko VasyI) – доктор технічних наук, професор, Національний технічний університет України «Київський політехнічний інститут імені Ігоря Сікорського», завідувач кафедри електромеханіки, м. Київ, Україна, тел. (044)204-95-18; ORCID: 0000-0002-5054-823X; e-mail: svf1102@gmail.com.

Котлярова Вікторія Володимирівна (Котлярова Виктория Владимировна, Kotliarova Viktoriia) – Національний технічний університет України «Київський політехнічний інститут імені Ігоря Сікорського», асистент кафедри електромеханіки, м. Київ, Україна, тел. +38(050)995-20-28; ORCID: 0000-0002-4182-4175; e-mail: sharik_2004@ukr.net.

Красовський Павло Олексійович (Красовский Павел Алексеевич, Krasovskyi Pavlo) – Національний технічний університет України «Київський політехнічний інститут імені Ігоря Сікорського», магістрант кафедри електромеханіки, м. Київ, Україна, тел. +38(095)494-69-33; ORCID: 0000-0002-4757-9879; e-mail: krasovskyipav@gmail.com.

Мисан Назар Андрійович (Мисан Назар Андреевич, Misan Nazar) – Національний технічний університет України «Київський політехнічний інститут імені Ігоря Сікорського», студент кафедри електромеханіки, м. Київ, Україна, тел. +38(098)721-95-87; e-mail: graf7230@gmail.com.

В. Т. ЧЕМЕРИС, И. А. БОРОДИЙ

ОЦЕНКА ЭФФЕКТИВНОСТИ ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫХ ЭКРАНОВ ДЛЯ КОМПЕНСАЦИИ ПОТОКОВ ПАЗОВОГО РАССЕЯНИЯ В ИМПУЛЬСНОМ ЭЛЕКТРОМАШИННОМ ГЕНЕРАТОРЕ

Розглянуто чотири можливих конфігурації електромагнітних екранів для компенсації потоків пазового розсіювання в електромашинному імпульсному генераторі з компресією магнітного потоку. Підкреслюється доцільність зменшення індуктивності пазового розсіювання як засобу збільшення коефіцієнту підсилення магнітної енергії в процесі компресії потоку. Ефективність кожної з конфігурацій екранів оцінюється за величиною зменшення індуктивності пазового розсіювання. Для цього методом скінченних елементів з використанням професійної версії програми QuickField v.6.1 вирішується задача про розподіл імпульсного поля в зубцовій зоні генератора. Було створено також фізичну модель зубцової зони, в пазах якої активний провідник був розподілений на 9 паралельних секцій по висоті пазу. При живленні котушок від джерела змінного струму з частотою 400 Гц проведені вимірювання розподілу струму між секціями активного провідника як за відсутності електромагнітних екранів, так і при їх наявності. Показано, що екранування потоків пазового розсіювання суттєво поліпшує однорідність розподілу струму між секціями активного провідника.

Ключові слова: імпульсний електромашинний генератор, компресія магнітного потоку, компенсація потоків пазового розсіювання, чотири типи електромагнітних екранів, оцінка ефективності екранів, математичне моделювання поля, розрахунки індуктивності пазового розсіювання, використання програми QuickField v. 6.1, перевірка результатів на фізичній моделі.

Рассмотрены четыре возможных конфигурации электромагнитных экранов для компенсации потоков пазового рассеяния в электромашинном импульсном генераторе с компрессией магнитного потока. Подчеркивается целесообразность уменьшения индуктивности пазового рассеяния как способа увеличения коэффициента усиления магнитной энергии в процессе компрессии потока. Эффективность каждой конфигурации экранов оценивается по величине уменьшения индуктивности пазового рассеяния. Для этого методом конечных элементов с использованием профессиональной версии программы QuickField v. 6.1 решается задача о распределении импульсного поля в зубцовой зоне генератора. Была также создана физическая модель зубцовой зоны, в пазах которой активный проводник был подразделен на 9 параллельных секций по высоте пазу. При питании катушек от источника переменного тока с частотой 400 Гц проведены измерения распределения тока между секциями активного проводника как при отсутствии электромагнитных экранов, так и при их наличии. Показано, что экранирование потоков пазового рассеяния существенно улучшает равномерность распределения тока между секциями активного проводника.

Ключевые слова: импульсный электромашинный генератор, компрессия магнитного потока, компенсация потоков пазового рассеяния, четыре типа электромагнитных экранов, оценка эффективности экранов, математическое моделирование поля, расчеты индуктивности пазового рассеяния, использование программы QuickField v. 6.1, проверка результатов на физической модели.

Purpose. There are considered in the paper the four possible configurations of electromagnetic screens for compensation of the flux leakage of slots in the electromechanical pulse generator with a compression of magnetic flux. It is underlined the expediency of slot leakage inductance reduction as the method for increasing of coefficient of magnetic energy amplification in the process of flux compression. **Methodology.** Efficiency of each configuration of screens has been evaluated on the reduction of slot leakage inductance magnitude. To realize it the problem of pulsed field distribution in the teeth zone of generator has been solved by the finite elements method with application of professional version of software program QuickField v.6.1. **Originality.** There was manufactured the physical model of teeth zone in which the active conductor of slots was divided on 9 parallel sections along the height of slot. **Results.** With current supply from the source of alternating current at frequency 400 Hz that was measured a current distribution between the sections of active conductor both at the absence of electromagnetic screens and at their presence. **Practical value.** It is shown, that screening of slot leakage flux provides the more uniform distribution of current along the sections of active conductor with a corresponding reduction of slot leakage inductance.

Key words: pulsed electromechanical generator, magnetic flux compression, compensation of slot leakage fluxes, four kinds of electromagnetic screens, evaluation of screens efficiency, mathematical simulation of field, calculations of slot leakage inductance, using of program software QuickField v. 6.1, proving results at use of physical model.

Введение. Роль индуктивности рассеяния в импульсных электромашинных генераторах компрессионного типа несколько иная, чем в обычных генераторах переменного тока. Если в турбогенераторе индуктивность рассеяния (в том числе пазового) играет роль своеобразного демпфера при резких изменениях нагрузки, о чем говорил глава киевской школы электромехаников 50-х – 90-х годов XX ст. проф. И. М. Постников, то в генераторе с компрессией потока индуктивность рассеяния способна ограничить выполнение генератором его основной задачи по формированию мощных импульсов электромагнитной энергии.

Напомним, что основные принципы конструирования импульсных электромашинных генераторов были изложены в работах И. М. Постникова [1, 2] и позднее нашли развитие в работах сотрудников НИИЭФА [3-5], Томского политехн. ин-та [6, 7, 11], Института электродинамики [8-10] и других авторов.

Одним из основных показателей импульсного генератора является коэффициент изменения его индуктивности при повороте ротора на 180 электрических градусов: $k = L_{max}/L_{min}$ (в теории взрывомагнитных генераторов, впервые разработанных группой А. Д. Сахарова, эту величину называют коэффициентом сжатия потока). Поэтому при конструировании генератора важно достичь минимально возможных значений L_{min} . Предметом данной статьи является изучение возможности минимизации одной из составляющих этой величины, а именно, индуктивности пазового рассеяния. Что касается другой составляющей – индуктивности лобовых частей – то ее минимизация является отдельной задачей и ей посвящены работы других авторов.

Типовая схема соединения обмоток и нагрузки генератора согласно [3] показана на рис. 1.

Особенности распределения магнитного потока в зубцовой зоне и ярме статора компрессионного генератора в момент максимального сжатия потока при отсутствии средств компенсации пазового рассеяния можно видеть на рис. 2. Здесь показаны линии потока в сердечнике статора двухполюсного генератора, имеющего всего по 3 широких паза на полюс. Картина в сердечнике ротора аналогична и на рис. 2 опущена. Практически весь магнитный поток ярма охватывает зубцовую зону, замыкаясь вдоль зазора между статором и ротором.

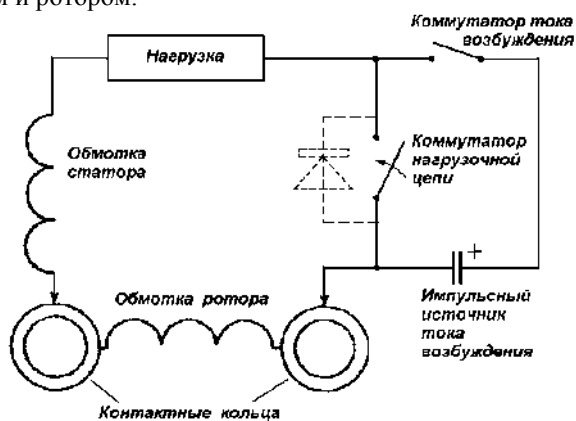


Рис. 1 – Электрическая схема соединения обмоток и нагрузки компрессионного генератора.

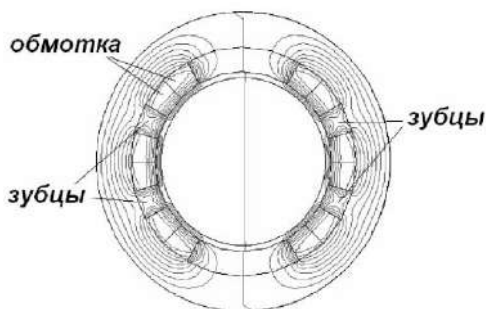


Рис. 2 – Результат моделирования магнитного поля в компрессионном генераторе в момент максимального сжатия потока. На рисунке показан только статор.

Одним из методов снижения индуктивности пазового рассеяния является насыщение магнитопровода в фазе сжатия потока [11]. Проблема снижения индуктивности рассеяния занимала умы исследователей давно. В 30-е годы XX ст. было предложено на дно паза укладывать экранирующие проводящие контуры [13], прилегающие своей плоскостью к стенке паза, однако при этом для размещения обратной стороны контура в стенке паза пришлось бы делать дополнительные аксиальные прорезы у основания зубца. Другой предложенный способ снижения потока рассеяния [12] предусматривал выполнение под дном паза дополнительных разрезов в ярме поперек магнитного потока с размещением в этих разрезах изолированных медных пластин. К сожалению, этот метод ведет к снижению магнитной проводимости не только для потока пазового рассеяния, но и для основного потока. Наиболее радикальное решение было предложено в изобретении [14]. Здесь предусмотрено выполнять

разрезы магнитной цепи с размещением в них проводящих пластин не в ярме, а непосредственно в зубцах статора, чтобы не ухудшать магнитную проводимость для основного потока. При всей эффективности этого метода он связан с усложнением технологии штамповки пластин стали при изготовлении магнитопровода. Иной возможный путь экранирования потоков пазового рассеяния заключается в том, чтобы медные пластины, выполняющие роль электромагнитных экранов, были размещены непосредственно в пазах статора. В данной работе выполнена оценка эффективности экранирования потоков пазового рассеяния для четырех различных конфигураций экранирующих пластин, размещенных в пазу.

Постановка задачи. Для последующего анализа были выбраны четыре конструкции пассивных электромагнитных экранов, схематически показанные на рис. 3.

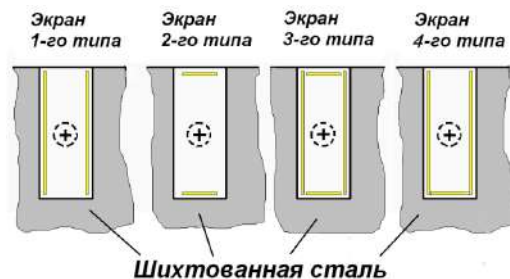


Рис. 3 – Четыре варианта размещения электропроводных пластин в пазу генератора для экранирования пазового рассеяния

Для оценки индуктивности проводников паза, обусловленной потоком рассеяния, предварительно выполнялся конечно-элементный расчет двумерной картины магнитного поля, обусловленного токами пазов статора и ротора в фазе максимального сжатия магнитного потока, с применением моделирующей программы QuickField v. 6.1 [15]. Более детально конструкция электромагнитных экранов показана на рис. 4 и рис. 5.

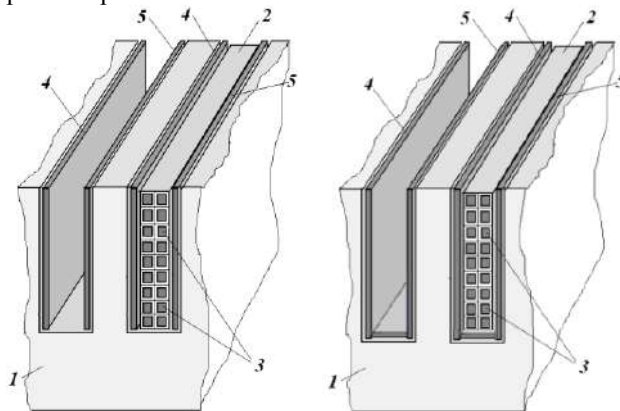


Рис. 4 – Размещение экранирующих проводников в пазу для экрана 1-го типа (слева) и для экрана 4-го типа (справа)

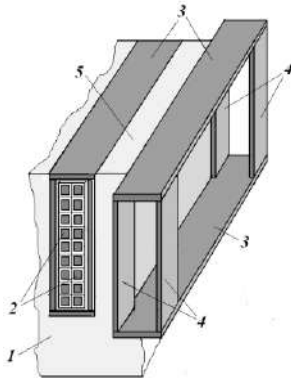


Рис. 5 – Размещение экранирующих проводников для экрана 2-го типа (правая часть рисунка) и для экрана 3-го типа (левая часть рисунка)

На рис. 4 использованы следующие обозначения: 1 – шихтованный магнитопровод; 2 – пазовая изоляция; 3 – активные проводники обмотки; 4, 5 – экранирующие медные пластины вдоль боковых стенок паза.

Обозначения на рис. 5: 1 – шихтованный магнитопровод; 2 – активные проводники обмотки; 3 – верхняя и нижняя медные пластины экрана; 4 – электропроводные перемычки между верхней и нижней пластинами экрана; 5 – зубец магнитопровода.

Предмет и метод исследования. По результатам расчета нестационарного магнитного поля представлялось возможным, используя интегральный калькулятор, входящий в состав программы, вычислять магнитный поток и по нему индуктивность проводников паза на единицу длины при различных вариантах экранирования потоков рассеяния и без экранирования. Преимущество программы QuickField для решения подобных задач заключается в том, что в ней предусмотрена возможность учета наличия массивных проводников в сечении расчетной модели – в нашем случае это экраны.

Для этих массивных проводников может быть задано условие равенства нулю полного тока в сечении проводника и способ соединения краев проводника, что очень важно для физического содержания рассматриваемой задачи.

Помимо математического моделирования потоков пазового рассеяния, в задачу исследования входило также создание физической модели рассматриваемого процесса и проверка с ее помощью основных выводов, полученных на основе численной модели.

Расчетная модель зубцовой зоны генератора.

Моделирование нестационарного магнитного поля было выполнено с помощью расчетной модели, включавшей два соседних паза зубцовой зоны. Моделирование зубцовой зоны в полном объеме существенно увеличило бы время решения задачи. В равной мере не очень эффективно ограничиваться анализом только одного паза, так как в компрессионном генераторе при максимальной сжатии потока поток рассеяния является общим для всех пазов. Эскиз сечения расчетной модели представлен на рис. 6 для случая, когда все экраны замещены неэлектропроводным материалом.

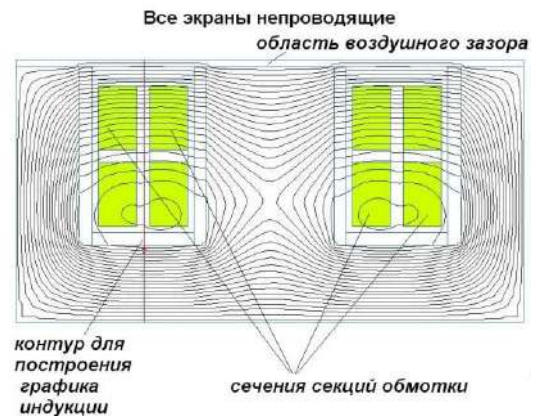


Рис. 6 – Эскиз сечения расчетной модели при отсутствии экранирующих электропроводных пластин. Сетка триангуляции содержит 6535 узлов

Здесь же показаны линии распределения магнитного потока. Видно, что в пазах значительная часть линий потока смещена в сторону дна паза, т.е. ближе к ферромагнитному ярму.

На рис. 7 дано сечение расчетной модели с учетом наличия медных пластин, образующих экран 3-го типа. Видно, что под действием индуктированных токов экрана значительная часть силовых линий магнитного поля сместилась в сторону открытия паза.

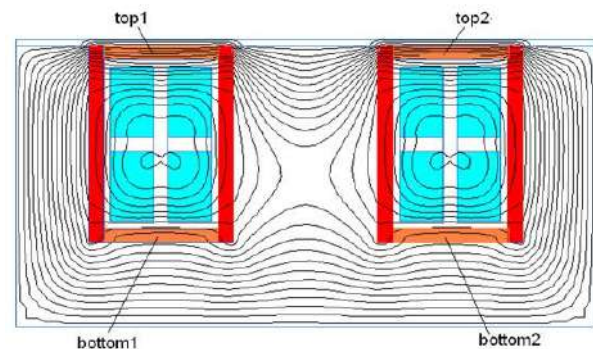


Рис. 7 – Эскиз сечения расчетной модели в случае применения экрана 3-го типа.

В сечении паза магнитные потоки ослаблены и образуют картину, почти симметричную относительно центра паза. Необходимо отметить, что при расчете нестационарного магнитного поля был задан режим импульсного включения тока в проводниках обмотки при длительности импульса 1 мс. Способ соединения краев электропроводных пластин экранов выбирался в соответствии с типом экрана. Так, для экранов 1-го, 2-го и 4-го типа, где медные пластины не образуют контуров, охватывающих весь магнитный поток, проходящий поперек паза, для пластин занимающих боковые стенки паза, было задано встречное включение (рис. 8, а). Напротив, для экрана 3-го типа, где медные пластины, лежащие на дне паза и у открытия паза, соединены между собой проводящими перемычками за пределами паза, было задано их согласное соединение (рис. 8, б).

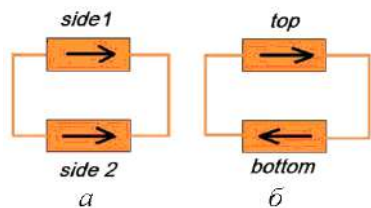


Рис. 8 – Электрическая схема соединения элементов экрана при моделировании в программе QuickField: *a* – для экранов 1-го, 2-го и 4-го типа, *б* – для экрана 3-го типа (*side 1, 2* – пластины на боковых стенках паза; *top, bottom* – пластины на дне и у открытия паза, соответственно).

Полученное в результате расчета распределение магнитной индукции в конце временного интервала 1 мс показано на рис. 9. При отсутствии в пазу экранирующих проводников индукция у открытия паза достигает величины 6,5 Тл, а в ярме индукция превышает 7 Тл. При наличии экрана 3-го типа индукция в ярме становится менее 2 Тл, а значительная часть потока вытесняется из ярма в паз. Все это ведет к уменьшению индуктивности пазового рассеяния.

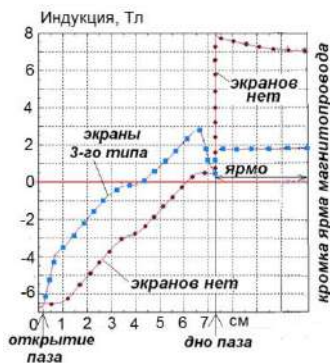


Рис. 9 – Распределение магнитной индукции по высоте паза и в ярме магнитопровода для $t = 1$ мс при отсутствии экранов и при наличии экрана 3-го типа.

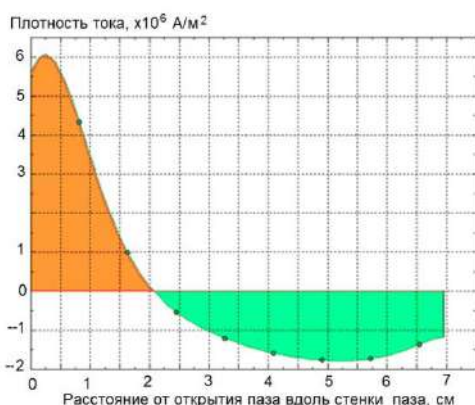


Рис. 10 – Расчетные данные о распределении плотности тока в пластине, прилегающей к боковой стенке паза, для экрана 1-го типа и 4-го типа.

Для контроля ожидаемого распределения токов по сечению пластин экрана регистрировалось расчетное распределение плотности тока, которое показано на рис. 10 для экранов 1-го типа и 4-го типа. Можно видеть, что полный ток по сечению пластины равен нулю.

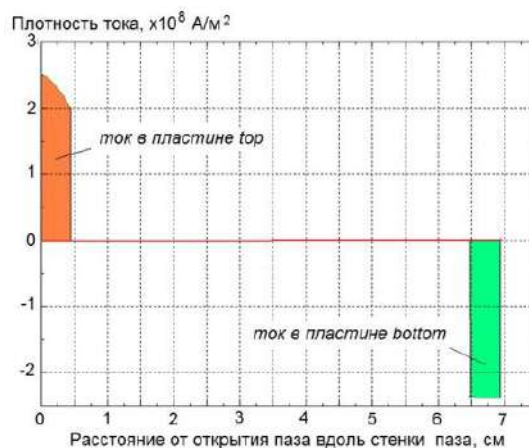


Рис. 11 – Плотность тока в верхней («top») и нижней («bottom») пластинах экрана 3-го типа.

Экран 3-го типа отличается тем, что его верхняя и нижняя пластины благодаря добавочным перемычкам образуют замкнутый контур, сцепленный с потоком рассеяния, поэтому токи в этих пластинах, как это видно на графике рис. 11, имеют противоположное направление.

Полученные расчетные значения индуктивности проводников паза сопоставлялись с величиной, полученной при отсутствии экранирующих проводников. Результаты сравнения показаны в табл. 1.

Таблица 1. Сравнение типов экрана

Тип экрана	Индуктивность секций L_s , мГн	Эффективность экрана, L_s/L
Без экрана	$L_s = 11,577$	1,0
1-й	7,439	1,556
2-й	6,81	1,7
3-й	5,621	2,06
4-й	7,04	1,644

Обсуждение результатов первого этапа моделирования. Экраны 1-го типа обеспечивают снижение потоков рассеяния без установки дополнительных перемычек между пластинами. Экраны 2-го типа дают положительный эффект только при наличии перемычек, соединяющих края этих пластин за пределами паза. Экраны 3-го типа показали самое эффективное экранирование (это результат совместного применения экранов 1-го и 2-го типа). Экран 4-го типа (так называемый «П-образный» экран) по эффективности уступает экранам 2-го и 3-го типа.

Описание экспериментальной модели. В свое время под руководством автора инженер А. Н. Шац выполнил физическое моделирование подобной задачи об экранировании пазового рассеяния на модели зубцовой зоны генератора, катушки которой питались переменным током частоты 400 Гц (период колебаний 2,5 мсек). Модель была изготовлена на основе двух шихтованных пакетов линейного статора, которые имели по 18 пазов. Обмотка каждого из них сос-

тояла из 4-х катушек, стороны которых занимали по 4 паза, полюсное деление охватывало 8 зубцовых делений. Все катушки в пределах паза были подразделены на 9 параллельных секций. Из них были образованы 9 параллельных ветвей обмотки, куда вошли одноименные секции всех катушек. Направление тока в катушках одного статора было противоположно направлению тока в катушках другого статора, чем обеспечивалось распределение магнитного поля, сходное с режимом компрессии магнитного потока. Общий вид модели показан на рис. 12. Во всех пазах, занятых обмоткой, устанавливались электро-магнитные экраны одного типа.

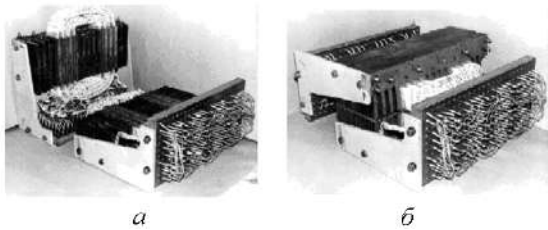


Рис. 12 – Физическая модель зубцовой зоны компрессионного генератора (а – в раскрытом виде, б – в рабочем состоянии)

Результаты вычисления индуктивностей секций обмотки по измерениям тока в каждой из параллельных ветвей приведены на рис. 13. За базисную величину принята индуктивность 5-й ветви, проводники которой размещались в центральной зоне паза.

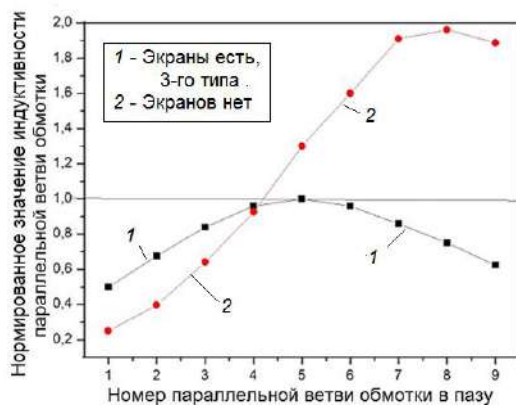


Рис. 13 – Нормированные значения индуктивностей секций обмотки по результатам измерений на физической модели.

На физической модели с глубоким пазом была получено снижение общей индуктивности катушек паза за счет экранирования в 1,7 раза для экрана 1-го типа, в 2,1 раза для экрана 2-го типа и в 2,53 раза для экрана 3-го типа.

Модель для расчета магнитного поля, приближенная к условиям эксперимента. Поскольку в физической модели был использован глубокопазный статор, для приближения результатов расчета к условиям эксперимента была подготовлена модель для расчета нестационарного магнитного поля вокруг одного глу-

бокого паза с экранирующими проводниками по схеме экрана 3-го типа. Проводники обмотки в пазу были подразделены на 9 секций подобно тому, как это было сделано в физической модели. Расчетное распределение силовых линий поля в модели глубокопазной обмотки показано на рис. 14. Цветом выделены проводники секций обмотки и проводники экрана 3-го типа. Сетка триангуляции содержит 120 тысяч узлов.

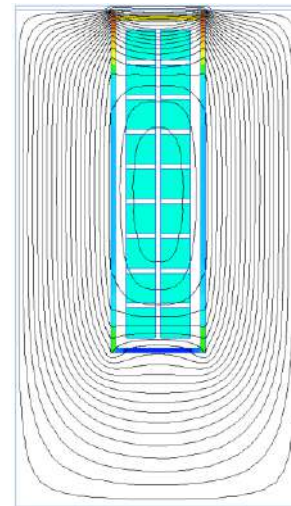


Рис. 14 – Расчетная модель и полученная картина магнитного поля вокруг паза глубокопазной обмотки

Подобно результатам предыдущего расчета, присутствие экрана приводит к перераспределению поля внутри паза, смещая часть потока ближе к открытию паза.

С помощью интегрального калькулятора программы QuickField /были определены индуктивности секций обмотки с учетом влияния экрана. Результаты показаны на рис. 15.



Рис. 15 – Результаты расчета индуктивности секций глубокопазной обмотки в зависимости от ее положения в пазу

При вычислениях, как и в предыдущей модели, здесь была использована типовая кривая намагничивания электротехнической стали (рис. 16).

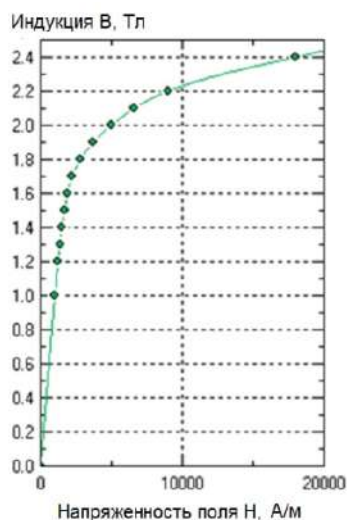


Рис. 16 – Кривая намагничивания стали, использованная при расчетах поля

Выводы.

Проведенное моделирование магнитного поля в компрессионном генераторе в режиме компрессии магнитного потока показывает, что пазовое рассеяние обуславливает значительную часть минимальной индуктивности генератора, вызывая увеличение индуктивностей у проводников обмотки, лежащих на дне паза.

Применение электромагнитных экранов в виде медных пластин, размещенных непосредственно в пазу машины, позволяет отсеснить часть магнитного потока в сторону открытия паза и снизить неоднородность в распределении индуктивностей параллельных ветвей обмотки. Из четырех рассмотренных конфигураций электромагнитных экранов наибольшей эффективностью обладают экраны, которые образуют проводящие контуры, сцепленные с магнитным потоком, проходящим поперек паза. Такие экраны состоят из медных пластин, из которых одна размещена на дне паза, а другая у открытия паза и соединена с первой с помощью проводящих перемычек, размещенных вне паза.

В работе такие экраны названы экранами 3-го типа. Эффективность такого экрана повышается при одновременном применении медных пластин, покрывающих боковые стенки паза.

Выводы, полученные при численном моделировании магнитного поля и расчетах индуктивностей проводников паза с помощью интегрального калькулятора программы QuickField, находят подтверждение при рассмотрении результатов измерения индуктивностей параллельных ветвей обмотки на физической модели в режиме, близком к компрессии магнитного потока.

Выражение благодарности. Авторы выражают глубокую благодарность Канадскому отделению фирмы Tera Analysis в г. Торонто за предоставленную возможность использования в работе профессиональной версии программы QuickField версии 6.1.

Список литературы

1. Постников И. М. К проблеме получения значительной величины кратковременной электромагнитной мощности / И. М. Постников. – Труды Ленингр. политехн. ин-та, 1937. – Том 2. – № 1. – С. 135-156.
2. Постников И. М. О проектировании ударного генератора / И. М. Постников // Труды Ленингр. политехн. ин-та. – 1960. – № 209. – С. 89-98.
3. Кучинский В. Г. Электромашинный генератор импульсов / В. Г. Кучинский, Б. А. Ларионов Авт. свид. СССР № 934888, кл. Н 03 К 3/00. Оpubл. 15.03.1983, бюлл. № 30.
4. Дружинин А. С. Компрессионные генераторы / А. С. Дружинин, В. Г. Кучинский, Б. А. Ларионов. – В книге: Физика и техника мощных импульсных систем / под ред. Е. П. Велихова. – М.: Энергоатомиздат, 1986. – С. 280-295.
5. Дружинин А. С., Кучинский В. Г. Расчет нагрузочных характеристик компрессионного генератора / А. С. Дружинин, В. Г. Кучинский. – Л.: Препринт НИИЭФА Б-0581, 1982.
6. Сипайлов Г. А. Электромашинное генерирование импульсных мощностей в автономных режимах / Г. А. Сипайлов, А. В. Лоос, А. И. Чучалин. – М.: Энергоатомиздат, 1980. – 169 с.
7. Глебов И. А. Синхронные генераторы кратковременного и ударного действия / И. А. Глебов, Э. Г. Кашарский, Ф. Г. Рутберг. – Л.: Наука, 1985. – 224 с.
8. Подольцев А. Д. Анализ энергетических характеристик ударного электромашинного генератора компрессионного типа при работе на омическую, емкостную и индуктивную нагрузку / А. Д. Подольцев. – Киев, 1985. – Препринт АН УССР / Ин-т электродинамики, № 1321. – 33 с.
9. Подольцев А. Д. Энергетические характеристики и параметры импульсного компрессионного генератора при работе на омическую нагрузку / А. Д. Подольцев, И. С. Петухов // Технич. электродинамика. – 1985. – № 3. – С. 10-15.
10. Петухов И. С. Оптимизация параметров электромашинного генератора компрессионного типа методом ЛП-поиска / И. С. Петухов, А. Д. Подольцев, В. Т. Чемерис // Технич. электродинамика. – 1987. – № 5. – С. 7-12.
11. Хорьков К. А. Учет насыщения железа при расчете проводимости пазового рассеяния обмотки статора ударного генератора / К. А. Хорьков, В. С. Баклин. – Известия Томского политехн. ин-та. – Том 229. – 1972. – С. 136-140.
12. Шенфер К. И. Способ уменьшения поля рассеяния обмоток электрических машин переменного тока / К. И. Шенфер. – Авт. свид. СССР № 10673. – кл. Н 02 К 3/42. – Оpubл. 31.07.1929 г.
13. Комар Е. Г. Электрическая машина / Е. Г. Комар. – Авт. свид. СССР № 25213 – кл. Н 02 К 1/16. – Оpubл. 29.02.1932 г.
14. Сипайлов Г. А. Статор ударного генератора / Г. А. Сипайлов, В. З. Хорькова. – Авт. свид. СССР № 365768, кл. Н 02 К 1/16. – Оpubл. 08.01.1973 г.
15. QuickField. A new approach to field modelling. – Доступ в Интернете: https://quickfield.com/allnews/tera_ltd.htm

References (transliterated)

1. Postnikov I. M. K probleme polucheniya znachitel'noy velichiny' kratkovremennoy elektromagnitnoy mozhchnosti [To the problem of obtaining of significant value of short-time electromagnetic power]. *Trudy' of Leningrad Politechn. Inst.*, 1937, vol. 2, no. 1, pp. 135-156. (Rus)
2. Postnikov I. M. O proektirovanii udarnogo generatopa [About designing of shock generator]. *Trudy' of Leningrad Politechn. Inst.*, 1960, no. 209, pp. 89-98. (Rus)
3. Kuchinskii V. G., Larionov B. A. *Elektromashinnyi generator impulsov* [Electromechanical generator of pulses]. USSR Auth. Sert. No. 934888, Cl. H 03 K 3/00. Date of publ. 15.03.1983, Bull. No. 30. (Rus)
4. Druzhinin A. S., Kuchinskii V. G., Larionov B. A. *Kompressionnye generatory'* [Compression generators]. In the book: *Fizika i tehnika mozhnykh impulsnykh sistem pod red. E.P.Velihova* [Physics and technology of pulsed power systems, edited by E. P. Velihov]. Moscow, Energoatomizdat Publ., 1986, pp. 280-298. (Rus)
5. Druzhinin A. S., Kuchinskii V. G. *Raschet nagruzochnykh harakteristik kompressionnogo generatopa* [Calculation of load characteristics of compression generator]. Leningrad, Preprint of NIIÉFA B-0581, 1982. (Rus)

6. Sipailov G. A., Loos A. V., Chuchalin A. I. *Elektromashinnoe generirovaniye impulsny'kh mozhnostey v avtonomnykh rezhimakh* [Electromechanical generation of pulsed power in autonomous modes]. Moscow, Energoatomizdat Publ., 1980, 169 p. (Rus)
7. Glebov I. A., Kasharskii E. G., Rutberg Ph. G. *Sinhronnyye generatory' kratkovremennogo i udarnogo deistviya* [Synchronous generators of short-time and shock action]. Leningrad, Nauka Publ., 1985, 224 p. (Rus)
8. Podoltsev A. D. *Analiz energeticheskikh harakteristik udarnogo elektrymashinnoho generatora kompressionnoho tipa pri rabote na omicheskuyu, yemkostnyuyu i induktivnyuyu nagruzku* [Analysis of energetic characteristics of shock electromechanical generator of compression type at work with ohmical, capacitive and inductive load]. Kyiv, Preprint no. 321 of Ukraine Academy of Science, Inst. of Electrodynamics, 1985, 33 p. (Rus)
9. Podoltsev A. D., Petuhov I. S. *Energeticheskiye harakteristiki i parametry' impulsnoho kompressionnoho generatora pri rabote na ohmicheskuyu nagruzku* [Energetic characteristics and parameters of pulsed compression generator at work with ohmical load]. *Technicheskaya elektrodinamika*, 1985, no. 3, pp.10-15. (Rus)
10. Petuhov I. S., Podoltsev A. D., Chemerys V. T. *Optimizatsiya parametrov elektromashinnoho generatora kompressionnoho tipa metodom LP-poiska* [Optimization of parameters for electromechanical generator of compression type by method of LP-search]. *Technicheskaya elektrodinamika*, 1987, no. 5, pp. 7-12. (Rus)
11. Khor'kov K. A., Baklin V. S. *Uchet nasyzhcheniya zheleza pri raschete provodimosti pazovoho rasseyaniya obmotki statora udarnoho generatora* [Saturation of steel taking into account at calculation of slot leakage conductance for stator winding of shock generator]. *Izvestiya Tomskogo Politechn. Inst.*, vol. 229, 1972, pp.136-140. (Rus)
12. Shenfer K. I. *Sposob umen'sheniya polia rasseyaniya obmotok elektricheskikh mashin peremennoho toka* [Method for reduction of leakage field of stator winding of electric machines of alternating current]. USSR Auth. Cert. No. 10673, Cl. H 02 K 3/42. Data of Publ. 31.07.1929. (Rus)
13. Komar E. G. *Electricheskaya mashina* [Electrical machine]. USSR Auth. Cert. No. 25213, Cl. H 02 K 1/16. Data of Publ. 29.02.1932. (Rus)
14. Sipailov G. A., Khor'kova V. Z. *Stator udarnoho generatora* [Stator of shock generator]. USSR Auth. Cert. No. 365768, Cl. H 02 K 1/16. Data of Publ. 08.01.1973. (Rus)
15. QuickField. A new approach to field modelling. Access in Internet: https://quickfield.com/allnews/tera_ltd.htm

Поступила (received) 09.02.2020

Бібліографічні описи / Библиографические описания / Bibliographic descriptions

Чемерис В. Т. Оцінка ефективності електромагнітних екранів для компенсації потоків пазового розсіювання в імпульсному електромашинному генераторі / В. Т. Чемерис, І. О. Бородій // Вісник Національного технічного університету «ХПІ». Серія: "Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії". – 2020. – № 3 (1357). – С. 71–77. – doi:10.20998/2409-9295.2020.3.12.

Чемерис В. Т. Оценка эффективности электромагнитных экранов для компенсации потоков пазового рассеяния в импульсном электромашинном генераторе / В. Т. Чемерис, И. А. Бородий // Вісник Національного технічного університету «ХПІ». Серія: "Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії". – 2020. – № 3 (1357). – С. 71–77. – doi:10.20998/2409-9295.2020.3.12.

Chemerys V. T. Estimation of the electromagnetic screens efficiency for the compensation of slot leakage fluxes in the pulsed electromechanical generator / V. T. Chemerys, I. O. Borodiy // Bulletin of NTU "KhPI". Series: "Electric machines and electromechanical energy conversion." – 2020. – No. 3 (1357). – P. 71–77. – doi:10.20998/2409-9295.2020.3.12.

Відомості про авторів / Сведения об авторах / About the Authors

Чемерис Володимир Терентійович (Чемерис Владимир Терентьевич, Chemerys Volodymyr Terentyovych) – кандидат технічних наук, старший науковий співробітник, доцент кафедри автоматизованого управління технологічними процесами, Таврійський національний університет України, Київ, Україна; ORCID:0000-0002-333; тел.: (067) 978-92-56; e-mail: vchemer61@gmail.com.

Бородій Ірина Олексіївна (Бородий Ирина Алексеевна, Borodiy Iren Oleksiivna) – викладач фізики, Національний авіаційний університет, старший викладач кафедри загальної та прикладної фізики, Київ, Україна; ORCID: 0000-0002-1718-4809; тел.: (044) 406-78-40; e-mail: miko2010@ukr.net.

М. М. ЗАБЛОДСЬКИЙ, С. І. КОВАЛЬЧУК

ЕТАЛОННА МОДЕЛЬ АДАПТИВНОЇ СИСТЕМИ КЕРУВАННЯ ЛІНІЙНИМ ДВИГУНОМ

Подано результати математичного моделювання лінійного двигуна на основі чисельних методів, що визначають електромеханічні характеристики двигуна. Знайдено закономірності виникнення гальмівних зусиль при збільшенні швидкості руху та розроблено ефективну модель системи адаптивного керування для усунення параметрів невизначеності, пов'язаних з інерційним навантаженням, силою тертя та опором. Досягнуто високої точності та швидкості моделі адаптивного керування лінійним двигуном.

Ключові слова: лінійний двигун, математична модель, еталонна модель адаптивної системи керування.

Представлены результаты математического моделирования линейного двигателя на основе численных методов. Определены электромеханические характеристики двигателя. Получены закономерности возникновения тормозных усилий при увеличении скорости движения и разработана эффективная модель системы адаптивного управления для устранения параметров неопределенности связанных с инерционным нагрузкам, силой трения и сопротивлением. Достигнуты параметры высокой точности и скорости модели адаптивного управления линейным двигателем.

Ключевые слова: линейный двигатель, математическая модель, эталонная модель адаптивной системы управления.

Purpose. Presentation the results of mathematical modelling based on known numerical analysis methods. By writing a model behind the magnetic equivalent circuits method in the MATLAB software environment, the electro-mechanical characteristics of a linear motor and the causes of the occurrence of braking forces with increasing speed were obtained. The Model Reference Adaptive Control (MRAC) for the linear motor was developed in the MATLAB software environment. The model takes into account the influence of the uncertainties parameters of the linear motor due to inertial load, friction, ripple force and electrical parameters. Based on the structure of the motor, the model of MRAC control is utilized to reduce the effect of parametric uncertainties on the motor movement. The developed model achieves high accuracy and speed of adaptive control of a linear motor.

Keywords: linear motor, mathematical model, model reference adaptive control.

Постановка проблеми та її актуальність. Аналіз наукових публікацій. Сучасні електромеханічні системи, що використовуються як електроприводи компресорів, насосів, вібраторів та іншого обладнання, часто вимагають високошвидкісного та високоточного лінійного руху. Як правило, лінійний рух забезпечується обертовими двигунами з механічними передачами, однак механічні передачі значно зменшують швидкість лінійного руху, утворюють люфт та великі інерційні навантаження на механічну систему. Як альтернатива обертовим двигунам, перспективним є використання лінійних двигунів. Лінійний двигун (ЛД) має ряд переваг перед обертовим: відсутність механічних передач; висока вібростійкість; незначні механічні втрати. Однак, ці двигуни чутливі до зміни параметрів навантаження.

Останніми роками, значні зусилля були спрямовані на вирішення труднощів в управлінні лінійними двигунами. Для усунення похибок в керуванні рухом лінійного двигуна було розроблено багато методів, таких як ітеративна модель прогнозованого керування [1], ітеративне керування з навчанням [2], вдосконалення системи управління режимом ковзання [3] та різні методи векторного та скалярного керування [4-5]. Усі ці дослідження базуються на жорсткій динаміці системи. Тому основним обмежуючим фактором, для підвищення показників контролю лінійного двигуна є гнучкі режими.

Еталонна модель адаптивної системи керування (Model Reference Adaptive Control – MRAC) використовується для розробки адаптивного контролера, який регулює свої параметри таким чином, щоб вихідні параметри об'єкту керування відслідковували вихідні параметри еталонної моделі, з тим самим еталонним вхідним сигналом [6-7].

Використання еталонної моделі адаптивної сис-

теми керування будемо розглядати як метод підвищення якості контролю лінійного двигуна у гнучких режимах, тому розробка такої системи є актуальною.

Метою роботи є розробка математичної моделі як засобу дослідження системи керування лінійного двигуна.

Викладення основного матеріалу. В процесі проектування лінійних електричних машин і режимів їх роботи, важливу роль займає математичне моделювання електромеханічних процесів. Математична модель являє собою розрахунок розгорнутих схем заміщення магнітного та електричного кіл лінійного двигуна з постійною апроксимацією параметрів в межах зубцевого ділення [8]. На рис.1 представлена схема заміщення магнітного кола, де, Φ_{n-1} , Φ_n , Φ_{n+1} - контурні магнітні потоки, Вб; R_n , R_{n+1} - магнітний опір повітряних ділянок, Ом.

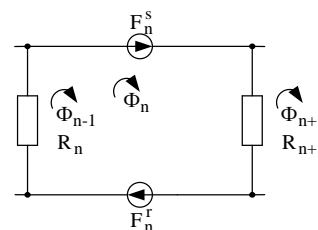


Рис. 1 – Магнітна схема заміщення

Магніторушійна сила струму статора в провідниках пазу визначається за формулою:

$$F_n^s = \omega_s^n \cdot i_s^n, \quad (1)$$

де ω_s^n – кількість провідників в пазу статора;

i_s^n – струм в статорі, А.

Магніторушійна сила струму в стержні ротора:

$$F_n^r = \omega_n^r \cdot i_n^r, \quad (2)$$

де ω_n^r – кількість стержнів в роторі;

i_n^r – струм в роторі, А.

Баланс МРС для « n -ої» ділянки приймає наступний вигляд:

$$F_s^n + F_n^r = \Phi_n \cdot (R_{n+1} + R_n) - \Phi_{n-1} \cdot R_{n+1} - \Phi_{n-1} \cdot R_n \quad (3)$$

Тоді, струм в стержні ротора:

$$i_n^r = -\omega_n^s \cdot i_n^s - \Phi_{n-1} \cdot R_n + \Phi_n \cdot (R_{n+1} + R_n) - \Phi_{n-1} \cdot R_{n+1} \quad (4)$$

Рівняння балансу напруги електричного кола ротора наступне:

$$r^r \cdot i_n^r + L^r \cdot \frac{\partial i_n^r}{\partial t} + L^r \cdot v \cdot \frac{\partial i_n^r}{\partial x} = -\frac{\partial \Phi_n}{\partial t} - v \cdot \frac{\partial \Phi_n}{\partial x} \quad (5)$$

Запишемо похідні в часі через скінченні різниці:

$$\frac{\partial i_n^r}{\partial t} = \frac{i_{n,k}^r - i_{n,k-1}^r}{\Delta t}, \quad (6)$$

$$\frac{\partial \Phi_n}{\partial t} = \frac{\Phi_{n,k} - \Phi_{n,k-1}}{\Delta t}, \quad (7)$$

де n - номер зубцевого ділення;

k - номер кроку поділу в часу.

Похідні по просторовій координаті « x » виразимо через середні скінченні різниці:

$$\frac{\partial i_{n,k}^r}{\partial x} = \frac{i_{n+1,k}^r - i_{n-1,k}^r}{2 \cdot t_z}, \quad (8)$$

$$\frac{\partial \Phi_{n,k}}{\partial x} = \frac{\Phi_{n+1,k} - \Phi_{n-1,k}}{2 \cdot t_z}. \quad (9)$$

Тоді рівняння (5) прийме наступний вигляд:

$$r^r \cdot i_{n,k}^r + L^r \cdot \frac{i_{n,k}^r - i_{n,k-1}^r}{\Delta t} + L^r \cdot v_{k-1} \cdot \frac{i_{n+1,k}^r - i_{n-1,k}^r}{2 \cdot t_z} = \frac{\Phi_{n,k} - \Phi_{n,k-1}}{\Delta t} - v \cdot \frac{\Phi_{n+1,k} - \Phi_{n-1,k}}{2 \cdot t_z} \quad (10)$$

Виключимо з рівняння (10) струм в роторі:

$$\left[\frac{\omega_n^s \cdot L^r \cdot v_{k-1}}{2 \cdot t_z} \right] \cdot i_{n-1,k}^s + \left[-\omega_n^s \cdot \left(r^r + \frac{L^r}{\Delta t} \right) \right] \cdot i_{n,k}^s + \left[-\omega_n^s \cdot \frac{L^r \cdot v_{k-1}}{2 \cdot t_z} \right] \cdot i_{n+1,k}^s + \left[\frac{R_{n-1} \cdot L^r \cdot v_{k-1}}{2 \cdot t_z} \right] \cdot \Phi_{n-2,k} + \left[-R_n \cdot \left(r^r + \frac{L^r}{\Delta t} \right) - \left((R_n + R_{n-1}) \cdot L^r + 1 \right) \cdot \frac{v_{k-1}}{2 \cdot t_z} \right] \cdot \Phi_{n-1,k} + \left[(R_{n+1} + R_n) \cdot \left(r^r + \frac{L^r}{\Delta t} \right) + (R_n - R_{n+1}) \cdot \frac{L^r \cdot v_{k-1}}{2 \cdot t_z} + \frac{1}{\Delta t} \right] \cdot \Phi_{n,k} + \left[-R_{n-1} \cdot \left(r^r + \frac{L^r}{\Delta t} \right) + \left((R_{n+2} + R_{n+1}) \cdot L^r + 1 \right) \cdot \frac{v_{k-1}}{2 \cdot t_z} \right] \cdot \Phi_{n+1,k} + \left[-R_{n+2} \cdot \frac{L^r \cdot v_{k-1}}{2 \cdot t_z} \right] \cdot \Phi_{n+2,k} = \left[-\omega_n^s \cdot \frac{L^r}{\Delta t} \right] \cdot i_{n,k-1}^s + \left[-R_n \cdot \frac{L^r}{\Delta t} \right] \cdot \Phi_{n-1,k-1} + \left[\frac{(R_{n+1} + R_n) \cdot L^r + 1}{\Delta t} \right] \cdot \Phi_{n,k-1} + \left[-R_{n+1} \cdot \frac{L^r}{\Delta t} \right] \cdot \Phi_{n+1,k-1} \quad (11)$$

Для проведення моделювання лінійного двигуна рівняння, які наведені вище, приведені до вигляду матриць, зручних для запису в програмному середовищі MATLAB. В моделі прийнято двигун з кількістю пар полюсів $2p = 2$ і загальною кількістю пазів індуктора $z_1 = 12$. Моделювання проведено з кількістю ітерацій $k = 500$. За результатами моделювання отримано залежності швидкості та електромагнітного зусилля від часу, які зображено на рис. 2.

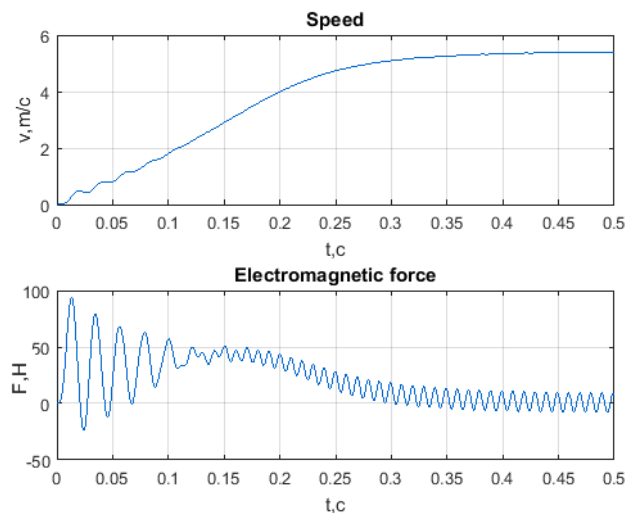


Рис. 2 – Залежність швидкості та електромагнітного зусилля лінійного двигуна від часу

З залежностей помітно, що в лінійному двигунові при зростанні швидкості, зростають гальмівні зусилля від взаємодії струмів в рухомому елементі з нерухомими в просторі і пульсуючими в часі потоками індуктора, що виникають внаслідок розімкнення магнітопроводу. Це, в свою чергу, призводить до зниження швидкості рухомого елемента.

Динамічна модель лінійного двигуна. Для від-

повідності високим вимогам продуктивності, в модель лінійного двигуна необхідно враховувати динамічні нелінійні ефекти, такі як сила тертя, що складається з тертя спокою, кулонівського тертя, що являє собою тертя ковзання (ефект Штрибека) та в'язке тертя.

Лінійний двигун складається з ротора, з різним числом пар сталевих феромагнітних полюсів та статора з постійними магнітами. Сталеві феромагнітні полюси ротора модулюють магнітне поле, створене статором і створюють просторові гармоніки в повітряному проміжку. Модульоване магнітне поле сталевих феромагнітних полюсів взаємодіє з магнітним полем постійних магнітів, тим самим створюючи обертовий момент. Не мало важливим, для лінійного двигуна є ефект насичення магнітним полем. У випадку існування великих значень струму в сталевих феромагнітних полюсах магнітної системи лінійного двигуна, постійна сила двигуна, яка визначається як відношення електромагнітного зусилля до сили струму збудження, значно зменшується, перш ніж струм в сталевому феромагнітному полюсі двигуна досягне свого максимуму магнітного насичення. Тому, система керування повинна обмежувати максимальне значення прискорення двигуна, нижче допустимих меж, щоб запобігти ефекту насичення магнітним полем.

В динамічній моделі лінійного двигуна використано кубічний многочлен для ефективного наближення непередбачуваної не лінійності системи, між електромагнітним зусиллям та струмом збудження двигуна. За такого наближення, ефективно визначаються непередбачувані впливи магнітного поля за великих значень струму збудження. Математична модель такої система може бути описана наступними виразами [9]:

$$M\ddot{y} = F_m(u) - B\dot{y} - A_f S_f(\dot{y}) + F_{dis}, \quad (12)$$

де y , \dot{y} , \ddot{y} – переміщення, швидкість та прискорення інерційного навантаження;

u – керуючий сигнал вхідної напруги;

M – інерція;

B – коефіцієнт в'язкого тертя;

A_f – коефіцієнт кулонівського тертя;

$S_f(\dot{y})$ – являється неперервною або гладкою функцією, що використовується для апроксимації переривчастої функції $\text{sgn}(\dot{y})$ для ефективної компенсації кулонівського тертя;

$F_m(u)$ – електромагнітне зусилля двигуна;

F_{dis} – похибка системи.

Для малих значень струму збудження, ефект нелінійного електромагнітного поля являється не значним та може бути проігнорованим. Електромагнітне зусилля пропорційно залежить від струму збудження. Тоді:

$$F_m(u) = Ku, \quad (13)$$

де $K = K_m \cdot K_i$;

K_m та K_i – середні значення постійної сталої сили двигуна та коефіцієнт підсилення системи.

За великих значень струму збудження, вплив

електромагнітного поля є очевидним. Результируюче значення постійної сталої сили двигуна значно зменшується зі збільшенням струму збудження. Тому, у випадку переміщення великого навантаження, або під час переміщення з великим прискоренням виникають непередбачувані параметри електромагнітного зусилля, що можуть призвести до неточності системи керування. Для того, щоб використовувати максимальні можливості двигуна, необхідно враховувати вплив нелінійного електромагнітного поля. Для досягнення точності моделювання та ідентифікації нелінійного електромагнітного ефекту, не лінійність необхідно обробляти шляхом адаптації параметрів системи. Тому кубічний многочлен керуючого сигналу u , застосовується для апроксимації непередбачуваної електромагнітної не лінійності між електромагнітним зусиллям та керуючим сигналом:

$$F_m(u) = A_1 u + A_2 u|u| + A_3 u^3, \quad (14)$$

де A_1 , A_2 , A_3 – невідомі коефіцієнти кубічного многочлена, з $A_1 > 0$.

Тоді, нелінійні ефекти системи, ефективно фіксуються квадратичним і кубічним членом многочлена, похибка адаптації достатньо мала, для всіх значень струму.

Оскільки коефіцієнти A_2 і A_3 відносно малі в порівнянні до A_1 , ефект квадратичного і кубічного многочлена можна проігнорувати за відносно малих значень струму збудження, що приводять характеристики системи, а саме залежність електромагнітного зусилля від струму збудження, до лінійних $A_1 = K$.

Оскільки нелінійний електромагнітний ефект двигуна, володіє симетрією відносно позитивних та негативних значень струму збудження, керуючий сигнал $|u|$ використовується в квадратичному члені многочлена, щоб гарантувати функцію $F_m(u)$.

Обмежуючи значення A_i , в деяких відомих межах, функцію $F_m(u)$ можна зробити суворо монотонною, де електромагнітне зусилля F_m та керуючий сигнал u , менші своїх максимальних значень. Такі обмеження необхідні, оскільки електромагнітна не лінійність є монотонною. Тоді, для будь-якого електромагнітного зусилля F_m , існує свій керуючий сигнал u :

$$\dot{x}_1 = x_2, \quad (14)$$

$$\Theta_1 \dot{x}_2 = u - \Theta_2 x_2 - \Theta_3 S_f(x_2) + \Theta_4 + \Theta_5 u|u| + \Theta_6 u^3 + \tilde{d}, \quad (15)$$

де x_1 і x_2 – положення та швидкість навантаження.

Набір непередбачуваних параметрів системи прийнятий як:

$$\Theta = [\Theta_1, \Theta_2, \Theta_3, \Theta_4, \Theta_5, \Theta_6]^T \in R^6, \quad (16)$$

де

$$\Theta_1 = \frac{M}{A_1}; \quad (17)$$

$$\Theta_2 = \frac{B}{A_1}; \quad (18)$$

$$\Theta_3 = \frac{A_f}{A_1}; \quad (19)$$

$$\Theta_5 = \frac{A_2}{A_1}; \quad (20)$$

$$\Theta_6 = \frac{A_3}{A_1}; \quad (21)$$

$$\Theta_4 = \frac{F_{dis}}{A_1}, \quad (22)$$

де Θ_4 – являє собою зміну непередбачуваних нормованих параметрів в часі.

Еталонна модель адаптивної системи керування. Сучасні системи широко використовують адаптивне керування для підвищення продуктивності та точності систем. Еталонна модель адаптивного керування (MRAC) – пряма адаптивна стратегія з деякими регулюючими параметрами контролера та механізмом регулювання. Адаптивні контролери дуже ефективні в роботі з системами, де виникають непередбачувані зміни параметрів. Адаптивний контролер складається з двох контурів, зовнішнього контуру зворотного зв'язку і внутрішнього контуру, еталонного регулювання параметрів.

За умов прийнятих в динамічній моделі лінійного двигуна, можна зробити припущення, що ступінь параметричної невизначеності і не лінійність системи відомі:

$$\Theta \in \Omega_{\Theta} \stackrel{\Delta}{=} \{\Theta : \Theta_{\min} < \Theta < \Theta_{\max}\}; \quad (23)$$

$$\tilde{d} \in \Omega_d \stackrel{\Delta}{=} \{\tilde{d} : |\tilde{d}| \leq \delta_d\}, \quad (24)$$

де

$$\Theta_{\min} = [\Theta_{1\min} \dots \Theta_{4\min}]^T; \quad (25)$$

$$\Theta_{\max} = [\Theta_{1\max} \dots \Theta_{4\max}]^T. \quad (26)$$

Позначимо $\hat{\Theta}$ як точність і $\tilde{\Theta}$, як похибку оцінювання системи.

$$\tilde{\Theta} = \hat{\Theta} - \Theta. \quad (27)$$

З огляду на (27) може бути застосований адаптивний закон з переривчастою модифікацією проєкції:

$$\dot{\hat{\Theta}} = \text{proj}_{\hat{\Theta}}(\Gamma \tau), \quad (28)$$

де $\Gamma > 0$ – діагональ матриці;

τ – функція адаптації; $\text{proj}_{\hat{\Theta}}$ визначається як [10]:

$$\text{proj}_{\hat{\Theta}_i}(\bullet_i) = \begin{cases} 0, \text{ if } \hat{\Theta}_i = \Theta_{i\max} \text{ and } \bullet_i > 0 \\ 0, \text{ if } \hat{\Theta}_i = \Theta_{i\min} \text{ and } \bullet_i < 0 \\ \bullet_i, \text{ otherwise.} \end{cases} \quad (29)$$

Тоді, для будь-якої функції адаптації τ , гарантовано проєкційне відображення:

$$\hat{\Theta} \in \Omega_{\Theta} \stackrel{\Delta}{=} \{\hat{\Theta} : \Theta_{\min} \leq \hat{\Theta} \leq \Theta_{\max}\}; \quad (30)$$

$$\hat{\Theta}^T (\Gamma^{-1} \text{proj}_{\hat{\Theta}}(\Gamma \tau) - \tau) \leq 0 \forall \tau. \quad (31)$$

Визначимо адаптивний закон як:

$$p = \dot{e} + k_1 e = x_2 - x_{2eq}, \quad (32)$$

де

$$x_{2eq} = \dot{y}_d - k_1 e, \quad (33)$$

де $e = y - y_d(t)$ – вихідна похибка системи;

$y_d(t)$ – еталонна траєкторія;

k_1 – будь-який позитивний зворотній зв'язок.

Якщо значення p – наближається до нуля експоненціально, то вихідна похибка відстеження e є не значною, або наближається до нуля оскільки:

$$G_p(s) = \frac{e(s)}{p(s)} = \frac{1}{(s + k_1)}, \quad (34)$$

де, $G_p(s)$ – стійка функція передачі.

Отже, основне завдання адаптивної системи, отримати максимально мале значення p . Тоді:

$$M\dot{p} = u - \Theta_1 \dot{x}_{2eq} - \Theta_2 x_2 - \Theta_3 S_f + \Theta_4 + \tilde{d} = u + \varphi^T \Theta + \tilde{d}, \quad (35)$$

де

$$\dot{x}_{2eq} = \ddot{y}_d - k_1 \dot{e}; \quad (36)$$

$$\varphi^T = [-\dot{x}_{2eq}, -x_2, -S_f(x_2), 1]. \quad (37)$$

Приймаючи до уваги (35), керуючий сигнал матиме наступний вигляд:

$$u = u_a + u_s; \quad (38)$$

$$u_a = -\varphi^T \hat{\Theta}, \quad (39)$$

де u_a – регульована модель компенсації системи, для досягнення еталонних параметрів;

u_s – функція керування.

Об'єднуючи рівняння (35), (38), (39) отримуємо наступне:

$$M\dot{p} = u_s - \varphi^T \tilde{\Theta} + \tilde{d}. \quad (40)$$

Функція керування u_s визначається як:

$$u_s = u_{s1} + u_{s2}; \quad (41)$$

$$u_{s1} = -k_2 p, \quad (42)$$

де u_{s1} – використовується для стабілізації номінальних параметрів системи;

u_{s2} – сигнал зворотного зв'язку, для усунення впливу не визначених параметрів системи.

Тоді виконуються наступні умови:

$$p\{u_{s2} - \varphi^T \tilde{\Theta} + \tilde{d}\} \leq \varepsilon; \quad (43)$$

$$p u_{s2} \leq 0. \quad (44)$$

В рівняннях (43), (44) сигнал зворотного зв'язку синтезовано для усунення непередбачуваних параметрів системи таким чином, щоб не заважати моделі компенсації система u_a .

Математичну модель еталонної моделі адаптивної системи керування реалізовано в програмному середовищі MATLAB. За еталонні параметри моделі прийнято наступні: інерція $M = 0.085$ Н, еквівалентне в'язке тертя $B = 0.35$ Н, коефіцієнт кулонівського тертя $A_f = 0.15$, параметри невизначеності $\Theta_1 = 0.055$ Н, $\Theta_2 = 0.225$ Н, $\Theta_3 = 0.125$, Θ_4 - похибка системи, близька до нуля. В результаті моделювання було отримано графіки контролюючого сигналу, похибки слідування системи та графіки наближення параметрів невизначеності до еталонних значень, які зображено на рис. 3-5.

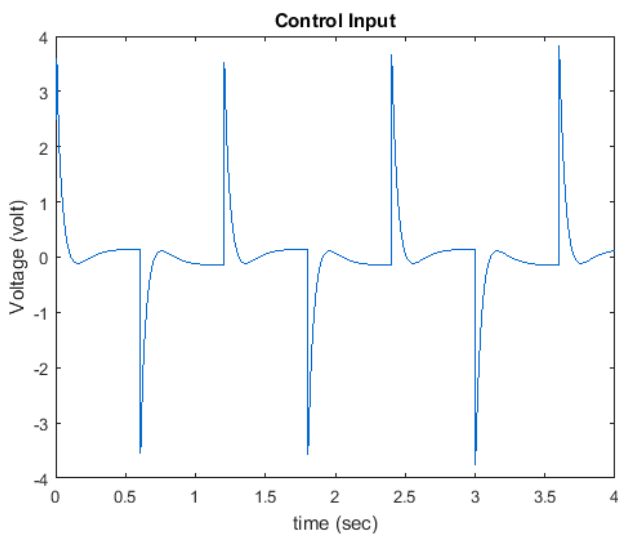


Рис. 3 – Контролюючий сигнал системи адаптивного керування з еталонною моделлю лінійним двигуном

За результатами моделювання можна стверджувати, що еталонна модель адаптивної системи керування лінійного двигуна ефективніша за жорсткі динамічні системи керування [1, 2, 3], оскільки похибка системи MRAC близька до нуля, а час адаптації системи $t = 4$ с, що у випадку ітеративного керування з навчанням [2] становить $t = 10$ с. Також система MRAC значно простіша за ітеративну модель прогнозованого керування [1].

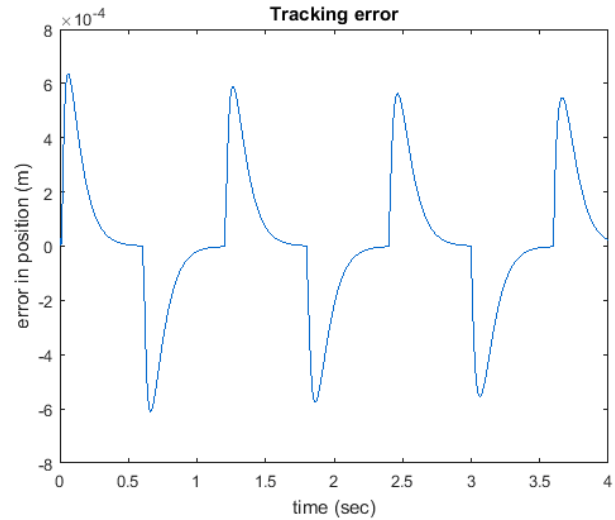


Рис. 4 – Похибка слідування системи

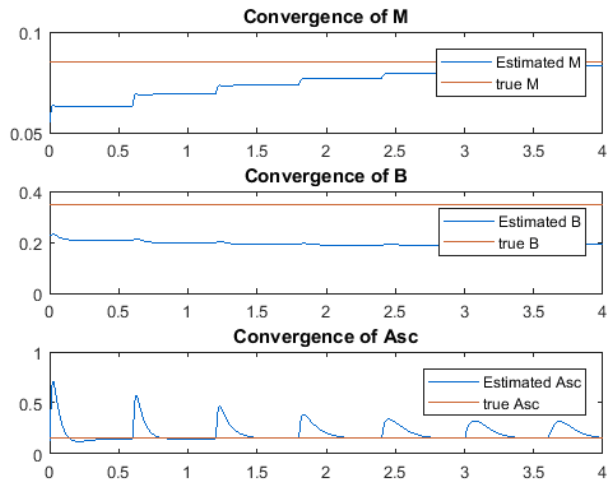


Рис. 5 – Наближення параметрів невизначеності системи $\Theta_1, \Theta_2, \Theta_3$, до еталонних значень

Висновки.

1. Моделювання електромеханічних процесів лінійного двигуна дозволило оцінити вплив збільшення швидкості переміщення на електромагнітне зусилля двигуна. Характер зростання гальмівних зусиль від взаємодії струмів в рухомому елементі з нерухомими в просторі і пульсуючими в часі потоками індуктора, що виникають внаслідок розімкнення магнітопроводу, необхідно враховувати при розробці ефективної моделі системи керування двигуном з врахуванням параметрів невизначеності.

2. Розроблена модель контролера для лінійного двигуна на основі одного з методів теорії управління – еталонна модель адаптивної системи керування (Model Reference Adaptive Control – MRAC) дозволяє враховувати вплив параметрів невизначеності моделі, що виникають внаслідок інерційного навантаження, сили тертя, сил пульсацій та опору. Модель контролера гарантує задані перехідні характеристики і високу кінцеву точність. Така система володіє високою швидкістю адаптації параметрів двигуна до еталонних значень.

Список літератури

1. Cao R., Low K. A. repetitive model predictive control approach for precision tracking of a linear motion system / R. Cao, K. Low // IEEE Trans. Ind. Electron. – Jun. 2009. – vol. 56. – pp. 1955-1962. doi:10.1109/TIE.2008.2007034.
2. Wu J., Xiong Z., Lee K.-M., Ding H. High-acceleration precision point-to-point motion control with look-ahead properties / J. Wu, Z. Xiong, K.-M. Lee, H. Ding // IEEE Trans. Ind. Electron. – Sep. 2011. – vol. 58. – pp. 4343-4352. doi:10.1109/TIE.2010.2098363.
3. Lin F. J., Chou P. H., Chen C. S. DSP-based cross-coupled synchronous control for dual linear motors via intelligent complementary sliding mode control / F. J. Lin, P. H. Chou, C. S. Chen // IEEE Trans. Ind. Electron. – Feb. 2012. – vol. 59. – pp. 1061-1073. doi:10.1109/TIE.2011.2157286.
4. Островерхов М. Я. Алгоритм скалярного керування лінійним асинхронним двигуном із компенсацією впливу кінцевих ефектів / М. Я. Островерхов, В. І. Теряєв // Електротехнічні та комп'ютерні системи. Науково-технічний журнал. – 2011. – Вип. 03 (79). – С. 32-34.
5. Яремов О. І. Дослідження векторно керованого електропривода з лінійним асинхронним двигуном при врахуванні крайових ефектів / О. І. Яремов, М. Я. Островерхов // Електромеханічні системи та автоматизація. – 2013. – Вип. 2/2013 (22), Частина 2.
6. Xu L., Yao B. Adaptive robust precision motion control of linear motors with negligible electrical dynamics: theory and experiments / L. Xu, B. Yao // Control Applications 2000. Proceedings of the 2000 IEEE International Conference. – 2000. – pp. 373-378. doi:10.1109/ACC.2000.878674.
7. Nguyen, Nhan T. Model-Reference Adaptive Control / Nguyen, T. Nhan. – USA, Springer International Publishing AG. – 2018. – 444 p. doi:10.1007/978-3-319-56393-0.
8. Сарапулов Ф. Н. Исследование электромеханических переходных процессов линейного асинхронного короткозамкнутого двигателя / Ф. Н. Сарапулов, А. А. Емельянов, С. В. Иваницкий, М. Г. Резин // Электричество. – 1982. – № 10. – С. 54-57.
9. Chen Z., Yao B. Accurate Motion Control of Linear Motors With Adaptive Robust Compensation of Nonlinear Electromagnetic Field Effect / Z. Chen, B. Yao // IEEE/ASME Transactions on Mechatronics. – June 2013. – vol. 18. – pp. 1122-1129. doi:10.1109/TMECH.2012.2197217
10. Goodwin G. C., Mayne D. Q. A parameter estimation perspective of continuous time model reference adaptive control / G. C. Goodwin, D. Q. Mayne // Automatica. – vol. 23. – pp. 57-70. doi:10.1016/0005-1098(87)90118-X

References (transliterated)

1. Cao R., Low K. A. A repetitive model predictive control approach for precision tracking of a linear motion system // IEEE Trans. Ind. Electron. Jun. 2009, vol. 56, pp. 1955-1962. doi:10.1109/TIE.2008.2007034.
2. Wu J., Xiong Z., Lee K.-M., Ding H. High-acceleration precision point-to-point motion control with look-ahead properties // IEEE Trans. Ind. Electron. Sep. 2011, vol. 58, pp. 4343-4352. doi:10.1109/TIE.2010.2098363.
3. Lin F. J., Chou P. H., Chen C. S. DSP-based cross-coupled synchronous control for dual linear motors via intelligent complementary sliding mode control // IEEE Trans. Ind. Electron. Feb. 2012, vol. 59, pp. 1061-1073. doi:10.1109/TIE.2011.2157286.
4. Ostroverxov M. Y. Algoritm skalyarnogo keruvannya liniynym asynkronnym dvygunom iz kompensaciyeyu vplyvu kincevix efektiv. [Scalar control algorithm for linear asynchronous motor with compensation of the end effects]. *Elektrotexnichni ta kompyuterni systemy. Naukovo-texnichnyjzhurnal*. 2011, vol. 03 (79), pp. 32-34. (Ukr)
5. Yaremov O. I. Doslidzennya vektornokерованого електропривода z liniynym asynkronnym dvygunom pry vrahuvanni krajovykh efektiv. [Investigation of vector-driven electric drive with linear asynchronous motor taking into account boundary effects]. *Electromexanichni systemy ta avtomatyzaciya*. 2013, vol. 2/2013 (22). Part 2.
6. Xu L., Yao B. Adaptive robust precision motion control of linear motors with negligible electrical dynamics: theory and experiments. *Control Applications 2000 // Proceedings of the 2000 IEEE International Conference*. 2000, pp. 373-378. doi:10.1109/ACC.2000.878674.
7. Nguyen, Nhan T. Model-Reference Adaptive Control. USA, Springer International Publishing AG, 2018, 444 p. doi:10.1007/978-3-319-56393-0.
8. Sarapulov F. N. Issledovanie jelektromexanicheskix perehodnykh processov linejnogo asinhronnogo korotkozamknutogo dvgatelja [Study of electromechanical transients of a linear asynchronous squirrel-cage motor]. *Jelektrichestvo*. 1982, vol. 10, pp. 54-57.
9. Chen Z., Yao B. Accurate Motion Control of Linear Motors With Adaptive Robust Compensation of Nonlinear Electromagnetic Field Effect // IEEE/ASME Transactions on Mechatronics. June 2013, vol. 18, pp. 1122-1129. doi:10.1109/TMECH.2012.2197217
10. Goodwin G. C., Mayne D. Q. A parameter estimation perspective of continuous time model reference adaptive control // *Automatica*. vol. 23, pp. 57-70. doi:10.1016/0005-1098(87)90118-X

Поступила(received) 10.02.2020

Бібліографічні описи / Библиографические описания / Bibliographic descriptions

Заблодський М. М. Еталонна модель адаптивної системи керування лінійним двигуном / М. М. Заблодський, С. І. Ковальчук // Вісник Національного технічного університету «ХПІ». Серія: «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії». – 2020. – № 3 (1357). – С. 78-83. – doi:10.20998/2409-9295.2020.3.13.

Заблодский Н. Н. Эталонная модель адаптивной системы управления линейным двигателем / Н. Н. Заблодский, С. И. Ковальчук // Вісник Національного технічного університету «ХПІ». Серія: «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії». – 2020. – № 3 (1357). – С. 78-83. – doi:10.20998/2409-9295.2020.3.13.

Zablodskiy N. N. Model Reference Adaptive Control for linear motor / N. N. Zablodskiy, S. I. Kovalchuk // Bulletin of NTU "KhPI". Series: "Electric machines and electromechanical energy conversion. – 2020. – No. 3 (1357). – P. 78-83. – doi:10.20998/2409-9295.2020.3.13.

Відомості про авторів / Сведения об авторах / About the Authors

Заблодський Микола Миколайович (Заблодский Николай Николаевич, Zablodsky Mykola Mykolayovych) – доктор технічних наук, професор, Національний університет біоресурсів і природокористування України, м. Київ, Україна, тел. (097)2318949; ORCID: 0000-0001-8889-8158; e-mail: zablodskiyinn@gmail.com,

Ковальчук Станіслав Ігорович (Ковальчук Станислав Игоревич, Kovalchuk Stanislav Igorovich) – аспірант, Національний університет біоресурсів і природокористування України, м. Київ, Україна, тел. (093)5283894; e-mail: stas_kovalchuk@outlook.com.

В. В. ГРЕБЕНИКОВ, Р. В. ГАМАЛЕЯ, В. С. ПОПКОВ, А. Н. СОКОЛОВСКИЙ, Н. В. БОГАЕНКО

ЭЛЕКТРИЧЕСКАЯ МАШИНА С ДВУХСТОРОННИМ СТАТОРОМ, ОСЕВЫМ МАГНИТНЫМ ПОТОКОМ, ПОСТОЯННЫМИ МАГНИТАМИ И МНОГОСЛОЙНЫМИ ПЕЧАТНЫМИ ОБМОТКАМИ

Застосування друкованих обмоток в електричних машинах з постійними магнітами і осевим магнітним потоком дозволяє зменшити їх осевий розмір і суттєво збільшити щільність струму в обмотках через малу товщину і відповідно велику ширину провідників друкованих обмоток і як наслідок кращого їх охолодження. Виготовлено дослідний зразок електричної машини з двостороннім статором, багатопровідними друкованими обмотками і постійними магнітами циліндричної форми. Визначені залежності напруги і потужності в генераторному режимі при підключенні обмоток через діодний міст до навантаження. Розрахункова модель генератора адекватно описує фізичну модель. Розбіжність між розрахунковими і експериментальними значеннями не перевищує $\varepsilon = 4\%$. Розрахунок характеристик досліджуваних генераторів виконувався в пакетах програм Simcenter MagNet і Simcenter MotorSolve.

Ключові слова: постійні магніти, друковані обмотки, електромагнітний момент, зовнішні характеристики, експериментальний зразок.

Применение печатных обмоток в электрических машинах с постоянными магнитами и осевым магнитным потоком позволяет уменьшить их осевой размер и существенно увеличить плотность тока в обмотках из-за малой толщины и соответственно большей ширины проводников печатной обмотки и как следствие лучшего их охлаждения. Изготовлен опытный образец электрической машины с двухсторонним статором, многослойными печатными обмотками и постоянными магнитами цилиндрической формы. Определены зависимости напряжения и мощности в генераторном режиме при подключении обмоток через диодный мост к нагрузке. Расчетная модель генератора адекватно описывает физическую модель. Расхождение между расчетными и экспериментальными значениями не превышает $\varepsilon = 4\%$. Расчет характеристик исследуемых генераторов выполнялся в пакетах программ Simcenter MagNet и Simcenter MotorSolve.

Ключевые слова: постоянные магниты, печатные обмотки, электромагнитный момент, внешние характеристики, экспериментальный образец.

The use of printed windings in electric machines with permanent magnets and axial magnetic flux allows to reduce their axial size and significantly increase the current density in the windings due to the small thickness and correspondingly large width of the conductors of the printed winding and, as a result, their better cooling. The dependences of voltage and power in the generator mode are determined when connecting the windings through the diode bridge to the load. Investigations of the effect of stator teeth on the magnitude of the electromagnetic torque are made. It was found that the presence of teeth on the stator allows you to increase the electromagnetic torque of the electric machine by about 26% compared with the version of the magnetic system without teeth. The effect of the displacement of one stator relative to another on the magnitude of the tooth torque has been studied. A prototype of an electric machine with a double-sided stator, multilayer printed windings and permanent cylindrical magnets was manufactured. The calculated model of the generator adequately describes the physical model. The discrepancy between the calculated and experimental values does not exceed $\varepsilon = 4\%$. The characteristics of the studied generators were calculated by the software packages Simcenter MagNet and Simcenter MotorSolve.

Keywords: permanent magnets, printed windings, electromagnetic torque, external characteristics, experimental sample.

Введение. Электродвигатели с печатными обмотками в промышленности использовались довольно давно. Наибольшее распространение получили две конструкции таких двигателей: с полым цилиндрическим ротором и дисковым якорем [1]. Такого типа электродвигатели предназначены в основном для производственных механизмов, где необходимо быстрое изменение значения или направления скорости движения рабочих органов, т.е. требуются значительное ускорение или замедление вращения вала. Для обеспечения высокого быстродействия проводники наносятся на обе стороны поверхности якоря специальным фотохимическим способом, откуда и произошло название печатной обмотки.

Серия двигателей с цилиндрической печатной обмоткой типа ДПР имеет внешний диаметр в пределах 15-40 мм, а их длина не превышает 84 мм, мощность в пределах 2-10 Вт. Серия ДПЦЯ с постоянными магнитами имеет мощность 370-620 Вт. В этих двигателях концы обмотки подводятся к коллектору, как и в обычной конструкции двигателя постоянного тока. [2].

Другой тип конструкции состоит из печатных обмоток, которые закреплены в статоре, а ротор состоит из постоянных магнитов, закрепленных в специальной обойме. Статор с печатной обмоткой упростил конструкцию электрической машины и позволил су-

щественно уменьшить осевую длину. Другое положительное свойство – это малая толщина и соответственно большая ширина проводников обмотки, поэтому охлаждение таких проводников значительно лучше. Эти факторы позволяют повысить величину тока в проводниках и снизить габариты и массу электрической машины.

В настоящее время интенсивно разрабатываются электрические машины с печатными обмотками и аксиальным магнитным потоком (дискового типа) для различных применений. Например, в [3] приведены результаты исследования электродвигателя с осевым магнитным потоком и печатной обмоткой мощностью 400 Вт. В данной статье исследуется влияние формы печатной обмотки на характеристики электродвигателя. Оптимизации геометрии печатной обмотки электродвигателя с осевым магнитным потоком и постоянными магнитами посвящена статья [4], в которой показано, что соотношение крутящего момента и потерь в меди увеличивается на 30 % за счет оптимизации геометрии печатных обмоток. В [5] предлагается оригинальная компоновка двигателя с осевым магнитным потоком, постоянными магнитами и волновой печатной обмоткой, располагаемой с двух сторон печатной платы. Экспериментальные исследования такого двигателя продемонстрировали его преимуще-

ства по сравнению с традиционным. В [6] исследуется электродвигатель, состоящий из внутреннего ротора с постоянными магнитами и двухстороннего статора с печатными обмотками, который предназначен для маломощного вихревого насоса.

Перечисленные выше электродвигатели применяются для исполнительных устройств и имеют, как правило, небольшую мощность. Однако в промышленности находят применение технологии печатных обмоток для электродвигателей и генераторов с постоянными магнитами большой мощности. Одной из таких уже апробированных технологий является технология, разработанная фирмой ThinGap, в основу которой положена специальная структура цилиндрических печатных обмоток [7].

Такая технология благодаря высокому использованию рабочего объема, в котором происходит процесс электрохимического преобразования энергии, является привлекательной альтернативой традиционным машинам цилиндрической конфигурации. Обмотки двигателей фирмы ThinGap изготавливаются с прецизионной машинной точностью и благодаря этому и малой величине зазора такие машины имеют большие удельные моменты и мощности (на единицу массы) по сравнению с традиционными машинами. Например, электродвигатель типа LSI-267-32 имеет следующие параметры: мощность – 2,06 кВт; электромагнитный момент – 11,5 Нм; пиковый момент (в течение 3 с) – 36,8 Нм; частота вращения вала – 2200 об/мин; КПД – 90%; масса двигателя – 2,047 кг.

Таким образом, применение печатных обмоток для электродвигателей представляется весьма перспективным. Электродвигатели с печатными обмотками и аксиальным магнитным потоком, как правило, разрабатываются для приложений, где необходимы малый момент и мощность. Для мощности несколько киловатт такого типа двигатели практически не исследованы, поэтому данная статья посвящена исследованию электрической машины с печатными обмотками мощностью до 8 кВт, которые могут быть использованы, например, для электровелосипедов и электромоторов или в качестве генераторов для ветро- и гидроустановок небольшой мощности.

Постановка задачи. Целью работы является исследование электрической машины с осевым магнитным потоком, двухсторонним статором, постоянными магнитами в роторе и многослойными печатными обмотками при вариации геометрии магнитной системы статора, а также сравнение расчетных и экспериментальных характеристик, полученных при испытаниях опытного образца электрической машины.

Объект исследования. На рис.1 представлен общий вид магнитной системы исследуемой электрической машины. Статор 1 охватывает ротор с двух сторон и состоит из двух симметрично расположенных частей. Каждая часть содержит магнитопровод из шихтованной электротехнической стали и закрепленную на нем многослойную печатную обмотку. Печатная обмотка 2 имеет 18 катушек (по 6 катушек на фазу). Ротор состоит из двадцати цилиндрических постоянных магнитов 3, закрепленных на немагнитном основании, которое на рис. 1 не показано. Магнито-

провод статора имеет зубцы 4, высота которых равна $h_3 = 3,3$ мм и соответствует толщине печатной обмотки. Размеры поперечного сечения зубцов таковы, что постоянные магниты диаметром $D_{pm} = 25$ мм полностью их перекрывают. Для того чтобы были видны зубцы статора на рис.1 две катушки и один постоянный магнит ротора не показаны. Основные параметры исследуемой электрической машины приведены в табл. 1.

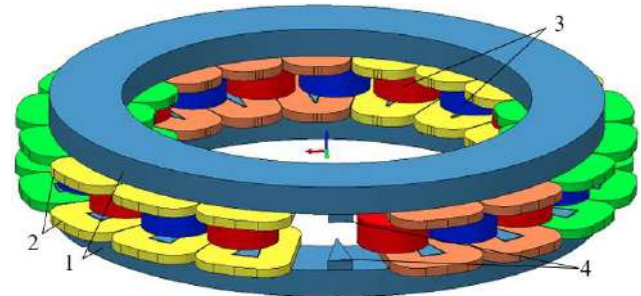


Рис. 1 – Общий вид магнитной системы исследуемой электрической машины

Исследование печатной обмотки на нагрев.

Применение печатной обмоткой позволяет существенно упростить конструкцию, повысить технологичность изготовления и уменьшить осевую длину электрической машины. Еще одним положительным качеством печатных обмоток является возможность работы при более высоких плотностях тока по сравнению с традиционной обмоткой за счет более эффективного отвода тепла с поверхности печатной обмотки. Известно, что плотность тока в печатной обмотке может достигать $30\text{--}40$ А/мм² [8]. Поэтому на первом этапе были проведены экспериментальные исследования многослойных печатных обмоток на нагрев и определена номинальная плотность тока, при которой печатная обмотка нагревается до температуры не более 80°.

Для этого были изготовлены образцы катушек печатных обмоток, один из которых показан на рис 2. Каждая катушка состоит из 18 слоев меди толщиной 0,05 мм. Между четными слоями меди располагается изоляционный слой «сого», толщина которого равна – 0,13 мм, между нечетными слоями меди находится изоляционный слой «фрегрег», толщина которого равна – 0,062 мм.

Испытания на нагрев проводились следующим образом. Испытуемые катушки закреплялись на статоре электрической машины, и подключалась к источнику тока, задавалось определенное значение тока, и через заданный промежуток времени измерялась температура на поверхности катушки. Все испытания проводились с обдувом катушек небольшим вентилятором, имитирующим принудительное охлаждение обмоток исследуемой электрической машины. Обдув печатных обмоток в экспериментальном образце электрической машины был реализован с помощью крыльчатки, установленной на ротор.

Были проведены испытания на нагрев одной катушки (количество слоев печатных обмоток равно $k_{cl} = 1$) и двух (количество слоев – $k_{cl} = 2$). В этом случае слои разделенных тонким слоем (1,5 мм) теплопроводящего материала (алюминия). На рис. 2 представлены результаты испытаний на нагрев одной и двух катушек при предельно допустимых плотнос-

тях тока. Так, одна катушка при плотности тока 35 A/mm^2 за время $t = 10 \text{ мин}$ нагревается до установившейся температуры 75°C . Для двух катушек условия теплоотвода хуже, поэтому стабилизация температуры наблюдалась при меньшей плотности тока (30 A/mm^2).

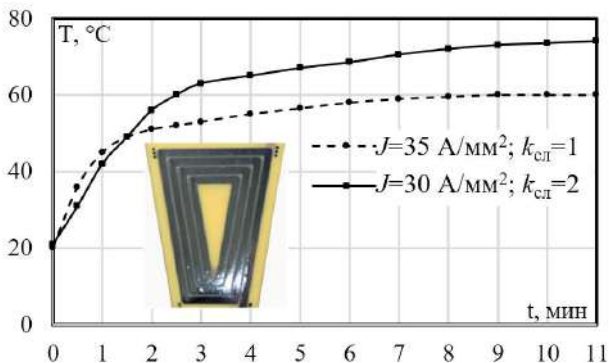


Рис. 2 – Зависимость температуры нагрева печатной обмотки от времени

Численные исследования различной конфигурации магнитной системы. Хорошо известно, что в электрических машинах с постоянными магнитами на роторе и зубцами на статоре важной характеристикой является величина зубцового момента, действующего со стороны ротора на зубцы статора. Наличие и большая величина этого момента может значительно ухудшить энергетические показатели проектируемой электрической машины.

Поэтому на следующем этапе исследований при помощи компьютерного моделирования в пакете Infolytica Magnet было изучено влияние изменения конфигурации магнитной системы как на максимальные значения зубцового момента, так и на величины основного электромагнитного момента для модели с одним слоем печатных обмоток. Были рассмотрены модели с зубцами и без зубцов на статоре, а также модели с зубцами при сдвиге одного статора относительно другого на некоторый угол в пределах полюсного деления.

На рис. 3 показана картина магнитного поля исследуемой электрической машины с зубцами на статоре и смещением одного статора относительно другого на угол $7,5^\circ$.

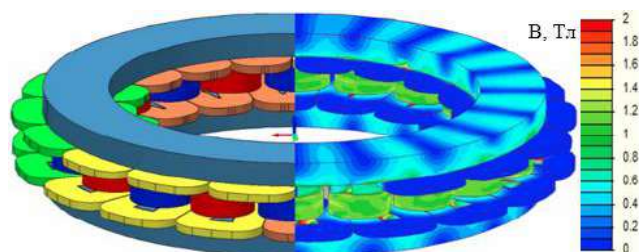


Рис. 3 – Картина магнитного поля с зубцами на статоре

Расчеты моделей электрической машины с печатными обмотками проводились методом конечных элементов в пакете Infolytica Magnet в трехмерной постановке с учетом насыщения стали магнитопровода [9]. Зависимость электромагнитного момента от угла поворота ротора рассчитывались для момента

времени, когда ток в фазе А максимальный и условно положительный А(+), фазе В и С – условно отрицательный и равный половине от максимального В(-0,5) и С(-0,5). Таким образом при расчете магнитного поля и электромагнитного момента в исследуемой модели плотность тока в фазе А задавалась равной $J_A = 35 \text{ A/mm}^2$, а в фазе В и С – $J_B = J_C = 17,5 \text{ A/mm}^2$.

Из рисунка видно, что большие значения индукции (1,8-2 Тл) наблюдаются только в очень малых зонах магнитопровода, вблизи острых вершин зубцов статора, остальные части магнитопровода не насыщены.

На рис. 4 приведены значения максимального зубцового момента при смещении одного статора относительно другого на угол $0^\circ, 5^\circ, 7,5^\circ$ и 10° . Следует отметить, что использование соотношения полюсов на роторе и зубцов на статоре 20/18 обеспечивает низкие (по отношению к основному электромагнитному моменту) значения зубцового момента. При угле смещения в $7,5^\circ$ зубцовый момент минимален, поэтому в дальнейших исследованиях этот угол смещения был принят основным.

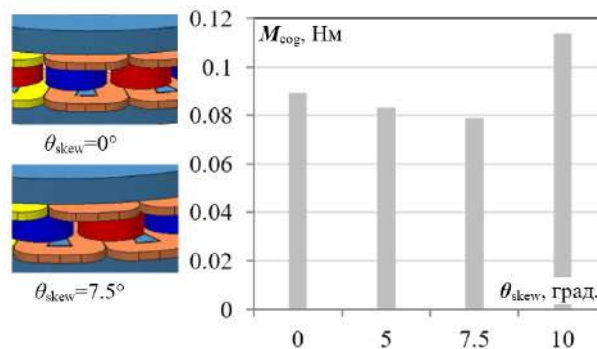


Рис. 4 – Зависимость зубцового момента от относительного угла смещения статоров

На рис. 5 показаны расчетные зависимости электромагнитного момента от угла поворота ротора при наличии зубцов на статоре и без зубцов и смещении одного статора относительно другого на угол $7,5^\circ$. Величина максимального электромагнитного момента для магнитной системы с полюсами составляет $10,2 \text{ Нм}$. В то время как для системы без полюсов – $7,6 \text{ Нм}$. Таким образом наличие зубцов высотой всего $3,3 \text{ мм}$ позволяет увеличить максимальное значение электромагнитного момента электрической машины на 26% .

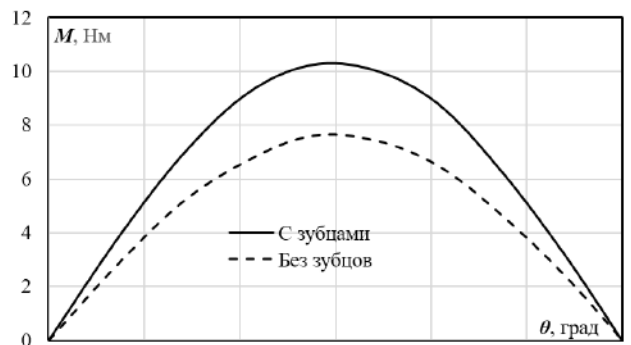


Рис. 5 – Зависимость электромагнитного момента от угла поворота ротора

В результате предыдущих исследований [10] было установлено, что в электрических машинах с аксиальным потоком целесообразно применять цилиндрические постоянные магниты вместо трапецеидальных. Электромагнитный момент для цилиндрических магнитов примерно на 10% меньше, чем в электрической машине с трапецеидальными магнитами. Кроме этого, существенно упрощается изготовление ротора с магнитами цилиндрической формы.

Также следует отметить, что стоимость магнитов цилиндрической формы ниже стоимости магнитов трапецеидальной формы, а отверстия под магниты производятся стандартной фрезой за один прием. Таким образом, применение магнитов цилиндрической формы для электрических машин с аксиальным магнитным потоком предпочтительнее, чем трапецеидальных магнитов. Поэтому в экспериментальном образце и дальнейших исследованиях использовались постоянные магниты цилиндрической формы.

Основываясь на полученных результатах численных расчетов и ранее выполненных исследований, была спроектирована и изготовлена экспериментальная модель электрической машины, параметры которой приведены в таблице 1.

Таблица 1 – Основные параметры экспериментального образца электрической машины

Наименование	Значение
Внешний диаметр статора – D_a , мм	193
Внутренний диаметр статора – D_i , мм	149
Диаметр магнитов – D_{pm} , мм	25
Толщина магнитов – h_{pm} , мм	10
Количество магнитов – n_{pm}	20
Тип магнитов	N45SH
Ширина токопроводящего слоя – b_{layer} , мм	12
Число слоев в печатной плате – k_{layer}	18
Толщина одного токопроводящего слоя – h_{layer} , мм	0,05
Толщина печатной обмотки – h_{pw} , мм	3,3
Число витков в одном слое – W_1	4
Число витков в одной обмотке – W_{coil}	68
Ширина витка в каждом слое – b_{coil}	2,4
Расстояние между витками в каждом слое – $b_{b,t}$, мм	0,5
Площадь витка в слое – $S_{1витк}$, мм ² ($h_{layer} \times b_{coil}$)	0,12
Площадь обмоточного окна – S_{wa} , мм ²	42,7
Площадь меди в обмоточном окне – S_{Cu} , мм ²	8,16
Коэффициент заполнения обмоточного окна, k_{fill} factor	0,19
Число фаз, m	3
Число катушек печатной обмотки, n_k	18
Рабочий зазор между ротором и статором – δ , мм	1,5
Количество печатных обмоток на каждом статоре – k_{cl}	1

Численные и экспериментальные исследования. На рис. 6 представлены фотографии опытного образца в сборе и фрагмента печатной обмотки. Опытный образец испытывался в генераторном режиме. При проведении испытаний печатные обмотки каждой фазы соединялись последовательно. Направления токов в катушках печатной обмотки показано на рис.6 в центре. Фазы соединены в звезду и далее, через выпрямительный мост подсоединялась активная нагрузка. Были проведены испытания опытного образца и численное моделирование соответствующей ему компьютерной модели для трех значений частоты вращения ротора – $n = 1700$, $n = 2000$ и $n = 2300$ об/мин.

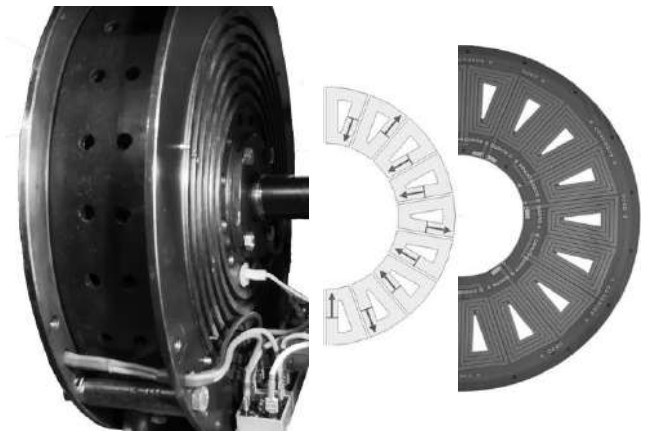


Рис. 6 – Экспериментальный образец электрической машины с печатными обмотками

При заданной скорости вращения варьировалась величина активной нагрузки, фиксировались соответствующие значения напряжения на нагрузке и тока в нагрузке. Кроме того, измерялась температура на поверхности печатных обмоток опытного образца. На рис. 7 показаны экспериментальные и расчетные зависимости напряжения и мощности в нагрузке от тока нагрузки для исследуемого образца.

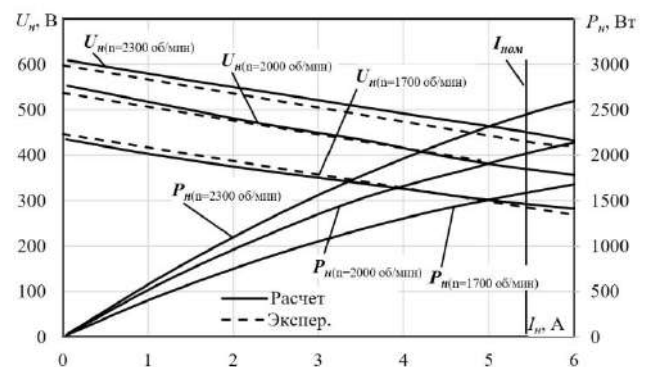


Рис. 7 – Зависимость напряжения и мощности в нагрузке от тока нагрузки для образца с одним слоем печатных обмоток

Номинальной плотности тока $J = 35$ А/мм² соответствует номинальный фазный ток $I_{\phi} = 4,2$ А и соответственно ток в нагрузке равный $I_n = 5,4$ А. При номинальном токе соответствующие номинальные значения мощности следующие: $P_{ном(n=1700 \text{ об/мин})} = 1,6$ кВт при $n = 1700$ об/мин; $P_{ном(n=2000 \text{ об/мин})} = 1,9$ кВт при

$n = 2000$ об/мин; $P_{\text{ном}(n=2300 \text{ об/мин})} = 2,4$ кВт при $n = 2300$ об/мин. Следует отметить хорошее совпадение расчета с экспериментом – среднее расхождение между экспериментальными и расчетными значениями не превышает $\varepsilon = 4\%$. Таким образом, компьютерная модель адекватно описывает электромагнитные процессы в исследуемой электрической машине и может служить основой для дальнейших исследований.

На следующем этапе исследований рассматривалась электрическая машина с двумя слоями печатных обмоток на каждом из статоров. На рис. 8 показан общий вид и картина магнитного поля такой электрической машины, полученная в результате компьютерного моделирования. Следует отметить, что большие значения индукции (2 Тл) наблюдаются только в зубцах статора, остальные части магнитопровода не насыщены.

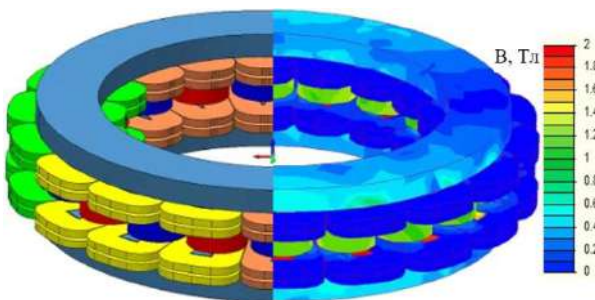


Рис. 8 – Картина магнитного поля с двумя слоями печатных обмоток

На рис. 9 показаны расчетные зависимости электромагнитного момента для модели с обмоткой в один слой ($k_{\text{сл}} = 1$) и с обмоткой в 2 слоя ($k_{\text{сл}} = 2$). При этом, в соответствии с проведенными исследованиями по нагреву, для обмотки в два слоя задавалась плотность тока равная $J = 30$ А/мм². Исследования показали, что благодаря выбранному соотношению количества зубцов статора и числу магнитов ротора зубцовый момент исследуемой электрической машины очень мал по сравнению с основным электромагнитным моментом (менее 1%), поэтому на следующем этапе исследовалась модель электрической машины без относительного смещения статоров.

Из рис. 9 следует, что применение двух слоев обмоток позволяет увеличить максимальный электромагнитный момент на 36%.

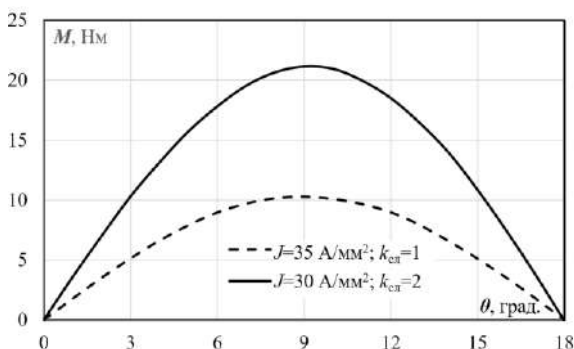


Рис. 9 – Зависимость электромагнитного момента от угла поворота ротора для моделей с одним и двумя слоями печатных обмоток

Далее были проведены численное моделирование генераторного режима исследуемой электрической машины с двумя слоями обмоток. Зависимость напряжение и мощности в нагрузке от тока нагрузки показаны на рис. 10. Расчет производился для случая, когда печатные обмотки каждой фазы соединялись параллельно. При номинальном фазном токе равном $I_{\phi} = 14,4$ А, ток в нагрузке равен $I_n = 18,4$ А. При этом токе и частоте вращения $n = 2000$ об/мин мощность в нагрузке была равной $P_{\text{ном}(n=2000 \text{ об/мин})} = 5100$ Вт, плотность тока в обмотках при этом токе составляла $J = 30$ А/мм². Соответственно при номинальном токе и частоте вращения $n = 3000$ об/мин мощность в нагрузке была равной $P_{\text{ном}(n=3000 \text{ об/мин})} = 7900$ Вт.

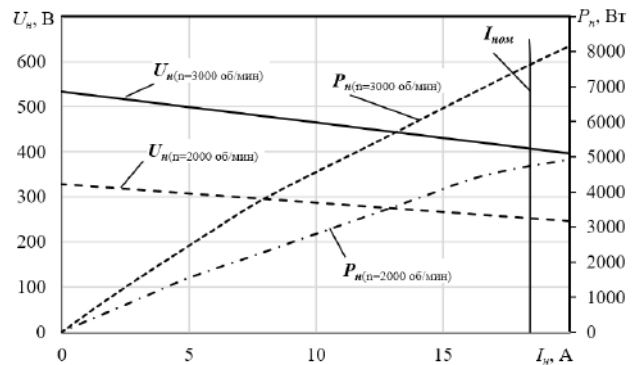


Рис. 10 – Зависимость напряжение и мощности в нагрузке от тока нагрузки для модели с двумя слоями печатных обмоток

Таким образом, результаты численных и экспериментальных исследований подтверждают, что применение печатных обмоток позволяет получить электрические машины с хорошими удельными характеристиками. В табл. 2 приведены результаты сравнения основных характеристик электрических машин при одном и двух слоях печатных обмоток на статоре.

Таблица 2 – Сравнение основных характеристик электрической машины при одном и двух слоях печатных обмоток на статоре

Наименование	$k_{\text{сл}} = 1$	$k_{\text{сл}} = 2$
Плотность тока в катушке – J , А/мм ²	35	30
Номинальный ток фазный в обмотке – I_{ϕ} , А	4,2	14,4
Номинальный ток в нагрузке – I_n , А	5,4	18,4
Номинальная мощность при $n = 2000$ об/мин – $P_{\text{ном}}$, Вт	1920	4500
Номинальная мощность при $n = 3000$ об/мин – $P_{\text{ном}}$, Вт	3430	7500

Для сравнения: расчетное значение номинальной мощности исследуемой электрической машины с двумя слоями печатных обмоток при частоте вращения $n = 3000$ об/мин равно $P_{\text{ном}(n=3000 \text{ об/мин})} = 7,5$ кВт; номинальная мощность асинхронного электродвигателя

АИР112М2 при частоте вращения $n = 2900$ об/мин также равна $P = 7.5$ кВт.

Габариты исследуемой электрической машины без учета выходного вала и клеммной коробки, следующие: диаметр×осевая длина – 320×80 мм; соответственно габариты АИР112М2 без вала и клеммной коробки – 224×353. То есть объем асинхронного электродвигателя при одинаковой мощности примерно в 2 раза больше, чем объем исследуемой электрической машины с печатными обмотками.

Выводы.

Предложенные модели позволят выполнять расчеты электромеханических процессов в электрической машине с двухсторонним статором, аксиальным потоком, постоянными магнитами и многослойными печатными обмотками. Для заданных размеров электрической машины с многослойными печатными обмотками (наружный диаметр статора, осевая длина статора) проведены численные исследования и определено влияние зубцов статора на величину электромагнитного момента, а также влияние относительного смещения двух частей статора на величину электромагнитного момента. В результате численных исследований установлено, что наличие зубцов на статоре позволяет увеличить электромагнитный момент электрической машины примерно на 36% по сравнению с вариантом магнитной системы без зубцов на статоре.

Изготовлен опытный образец электрической машины с многослойными печатными обмотками и определены в генераторном режиме зависимости напряжения и мощности от тока нагрузки. Расхождение между расчетными и экспериментальными значениями не превышает 4%. Это свидетельствует об адекватности расчетных моделей и результаты расчета вполне оправдано могут быть применены и для других значений мощности генераторов с другой конфигурацией магнитной системы и другими ее размерами.

Также было проведено численное моделирование электрической машины с двумя слоями печатных обмоток и было установлено, что применение двухслойной обмотки позволяет увеличить номинальную мощность в 2.2 раза по сравнению с электрической машиной с однослойной печатной обмоткой.

Список литературы

1. Высокомомментные и малоинерционные двигатели. – Режим доступа: <https://studopedia.org/14-12933.html>. – Дата звертання: 06.02.2020.
2. Электродвигатели с малоинерционным ротором. – Режим доступа: <https://leg.co.ua/info/elektricheskie-mashiny/elektrodvigateli-s-maloinerционным-rotorom.html>. – Дата звертання: 06.02.2020.
3. Xiaoyuan Wang. Winding design and analysis for a disc-type permanent-magnet synchronous motor with a PCB stator / Xiaoyuan Wang, Huaidong Lu, Xiang Li // *Energies*. – 2018. – Vol.11. – Iss. 12. – Pp. 1-5. doi:10.3390/en1123383.
4. Wang X. Geometry optimize of printed circuit board stator winding in coreless axial field permanent magnet motor / X. Wang, C. Li, F. Lou // *IEEE Vehicle Power and Propulsion Conference (VPPC)*. – 2016. – Hangzhou. – 17-20 Okt. 2016. – Pp. 1-6. doi: 10.1109/VPPC.2016.7791695.
5. Marignetti F. Electromagnetic design and modeling of a two-phase axial-flux printed circuit board motor / F. Marignetti, G. Volpe, S. M. Mirimani, C. Cecati // *IEEE Transactions on Industrial Electronics*. – 2018. – Vol. 65. – No 1. – Pp. 67-76. doi:10.1109/TIE.2017.2716865.
6. Yan G. Axial-flux permanent magnet brushless motor for slim vortex pumps / G. Yan, L. Hsu, J. Wang, M. Tsai, X. Wu // *IEEE Transactions on Magnetics*. – 2009. – Vol. 45. – No 10. – Pp. 4732-4735. doi:10.1109/TMAG.2009.2022499.
7. ThinGap high power density brushless motors. – Режим доступа: <https://www.thingap.com/>. Дата звертання: 07.02.2020.
8. Ситников А. В. Дисковый вентильный электродвигатель с печатной обмоткой разомкнутого типа / А. В. Ситников, Е. Н. Баранов // *Радиооптика. МГТУ им. Н. Э. Баумана. Электрон. журн.* – 2015. – № 03. – С. 42–50. doi:10.7463/rdopt.0315.0789748.
9. Гребеников В. В. Сравнительный анализ электродвигателей с различной конфигурацией магнитных систем // *Вісник НТУ «ХПІ»*. Серія: Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії. – 2017. – № 1 (1223). – С. 119–12.
10. Dobzhanskyi O. Axial-flux PM disk generator with magnetic gear for oceanic wave energy harvesting / O. Dobzhanskyi, E. Hossain, E. Amiri, R. Gouws, V. Grebenikov, L. Mazurenko, M. Pryjmak, R. Gamaliia // *IEEE Access*. – 2019. – Vol. 7. – Pp. 44813-44822. doi:10.1109/ACCESS.2019.2908348.

References (transliterated)

1. *Vysokomomentnye i maloinerционnye dvigateli*. Available at: <https://studopedia.org/14-12933.html>. (accessed 06.02.2020)
2. *Elektrodvigateli s maloinerционным rotorom*. Available at: <https://leg.co.ua/info/elektricheskie-mashiny/elektrodvigateli-s-maloinerционным-rotorom.html>. (accessed 06.02.2020)
3. Xiaoyuan Wang, Huaidong Lu, Xiang Li. Winding design and analysis for a disc-type permanent-magnet synchronous motor with a PCB stator // *Energies*. 2018, Vol.11, Iss. 12, pp. 1-5. doi:10.3390/en1123383.
4. Wang X., Li C., Lou F. Geometry optimize of printed circuit board stator winding in coreless axial field permanent magnet motor // *IEEE Vehicle Power and Propulsion Conference (VPPC)*. 2016, Hangzhou, 17-20 Okt. 2016, pp. 1-6. doi:10.1109/VPPC.2016.7791695.
5. Marignetti F., Volpe G., Mirimani S. M., Cecati C.. Electromagnetic design and modeling of a two-phase axial-flux printed circuit board motor // *IEEE Transactions on Industrial Electronics*. 2018, Vol. 65, No 1, pp. 67-76. doi:10.1109/TIE.2017.2716865.
6. Yan G., Hsu L., Wang J., Tsai M., Wu X.. Axial-flux permanent magnet brushless motor for slim vortex pumps // *IEEE Transactions on Magnetics*. 2009, Vol. 45, No 10, pp. 4732-4735. doi:10.1109/TMAG.2009.2022499.
7. ThinGap high power density brushless motors. – Available at: <https://www.thingap.com/>. (accessed: 07.02.2020)
8. Sitnikov A. V., Baranov E. N. Diskovyy ventilnyy elektrodvigatel s pechatnoy obmotkoj razomknutogo tipa [Disc valve electric motor with open-air printed wind]. *Radiooptika. MG TU im. N.E. Bauman. Elektron. zhurn.* 2015, № 03, pp. 42–50. (Rus) doi:10.7463/rdopt.0315.0789748.
9. Grebenikov V. V. Sravnitelnyy analiz elektrodvigatelej c razlichnoj konfiguraciej magnitnyh system [Comparative analysis of electric motors with various configuration of magnetic systems]. *Visnik NTU «HPI»*. Seriya: Elektrichni mashini ta elektromehanichne peretvorennia energii. 2017, № 1 (1223), pp. 119–12. (Rus)
10. Dobzhanskyi O., Hossain E., Amiri E., Gouws R., Grebenikov V., Mazurenko L., Pryjmak M., Gamaliia R.. Axial-flux PM disk generator with magnetic gear for oceanic wave energy harvesting // *IEEE Access*. 2019, Vol. 7, pp. 44813-44822. doi:10.1109/ACCESS.2019.2908348/

Поступила (received) 11.02.2020

В. В. Гребеніков. Електрична машина з двостороннім статором, осевим магнітним потоком, постійними магнітами та багатошаровими друкованими обмотками // В. В. Гребеніков, Р. В. Гамалія, В. С. Попков, О. М. Соколовський, **Н. В. Богаєнко** // Вісник Національного технічного університету «ХПІ». Серія: «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії». – 2020. – № 3 (1357). – С. 84-90. – doi:10.20998/2409-9295.2020.3.14.

Гребеников В. В. Электрическая машина с двухсторонним статором, осевым магнитным потоком, постоянными магнитами и многослойными печатными обмотками // В. В. Гребеников, Р. В. Гамалея, В. С. Попков, А. Н. Соколовский, **Н. В. Богаенко** // Вісник Національного технічного університету «ХПІ». Серія: «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії». – 2020. – № 3 (1357). – С. 84-90. – doi:10.20998/2409-9295.2020.3.14.

Grebenikov V. V. The electric machine with two-sided stator, axial magnetic flux, permanent magnets and multilayered printing windings // V. V. Grebenikov, R. V. Gamaliia, V. S. Popkov, A. N. Sokolovsky, **N. V. Bogaenko** // Bulletin of NTU "KhPI". Series: "Electric machines and electromechanical energy conversion." – 2020. – No. 3 (1357). – P. 84-90. – doi:10.20998/2409-9295.2020.3.14.

Відомості про авторів / Сведения об авторах / About the Authors

Гребеніков Віктор Володимирович (Гребеников Виктор Владимирович, Grebenikov Viktor Vladimirovich) – доктор технічних наук, старший науковий співробітник, Інститут електродинаміки Національної академії наук України, провідний науковий співробітник, тел. (067)441-73-72; e-mail: elm1153@gmail.com.

Гамалія Ростислав Віталійович (Гамалея Ростислав Витальевич, Gamaliia Rostyslav Vitaliyovich) – кандидат фізико-математичних наук, Інститут електродинаміки Національної академії наук України, старший науковий співробітник, тел. (067) 763-18-54; e-mail: rgamaleya@gmail.com.

Попков Володимир Сергійович (Попков Владимир Сергеевич, Popkov Vladimir Sergeevich) – Інститут проблем матеріалознавства ім. І. М. Францевича НАНУ, інженер, тел. (067) 440-13-05; e-mail: popkov2018@ukr.net.

Соколовський Олександр Миколайович (Соколовский Александр Николаевич, Sokolovskij Aleksandr Nikolaevich) – ДП «Гальванотехніка» ПАО «Київський завод «Радар», заступник директора, тел. (097) 220-53-02; e-mail: a.sokolovskyy.72@gmail.com.

Богаєнко Микола Володимирович (Богаенко Николай Владимирович, Bogaenko Nikolaj Vladimirovich)

В. І. МІЛИХ, С. А. РЕВУЖЕНКО

ПОРІВНЯЛЬНИЙ АНАЛІЗ ЕЛЕКТРОМАГНІТНИХ ПАРАМЕТРІВ ТА СИЛОВИХ ПРОЦЕСІВ В КРУПНОМУ ТУРБОГЕНЕРАТОРІ В РЕЖИМІ НЕСИМЕТРИЧНОГО НАВАНТАЖЕННЯ

На основі багатопозиційних чисельних розрахунків обертового магнітного поля в програмі FEMM виконано дослідження електромагнітних параметрів та силових процесів в турбогенераторі потужністю 325 МВт при несиметричному навантаженні в рамках його стандартних обмежень. Проводиться аналіз часових функцій магнітного потокозчеплення та відповідних ЕРС обмотки ротора та фазних обмоток статора, розглядаються силові процеси в ферромагнітному осерді статора турбогенератора, а саме силові дії на зубці та на осердя в цілому, досліджуються пульсації електромагнітного моменту та часові функції його змінної складової. Для більш детальної ілюстрації результатів, аналогічні розрахунки проводяться і для симетричного навантаження турбогенератора.

Ключові слова: турбогенератор, несиметричне навантаження, магнітне поле, чисельні розрахунки, часові функції, силові процеси.

На основе многопозиционных численных расчетов вращающегося магнитного поля в программе FEMM выполнено исследование электромагнитных параметров и силовых процессов в турбогенераторе мощностью 325 МВт при несимметричной нагрузке в рамках его стандартных ограничений. Проводится анализ временных функций магнитного потокозчепления и соответствующих ЭДС обмотки ротора и фазных обмоток статора, рассматриваются силовые процессы в ферромагнитном сердечнике статора турбогенератора, а именно силовые действия на зубцы и на сердечник в целом, исследуются пульсации электромагнитного момента и временные функции его переменной составляющей. Для более подробной иллюстрации результатов, аналогичные расчеты проводятся и для симметричной нагрузки турбогенератора.

Ключевые слова: турбогенератор, несимметричная нагрузка, магнитное поле, численные расчеты, временные функции, силовые процессы.

Purpose. Presentation of the results of a rotating magnetic field numerical calculation of a turbogenerator in an asymmetric load mode within its standard limitations. **Methodology.** The calculation of the rotating magnetic field at full rotation of the rotor is carried out by the finite element method according to the FEMM program. Calculations are automated by controlling the program using Lua script. **Results.** Calculations are carried out for a 325 MW turbogenerator. The temporal functions of magnetic flux linkage and the corresponding EMF of the rotor winding and phase stator windings were obtained, the power processes in the ferromagnetic core of the stator of the turbogenerator were analyzed, namely the force actions on the teeth and on the core as a whole, the pulsations of the electromagnetic moment and the time functions of its variable component. For a more detailed illustration of the results, similar calculations are performed for the symmetric load of the turbogenerator. **Practical value.** Analysis of the operation of the TG with an unbalanced load showed problems of power and electromagnetic nature. It is shown that the time functions of the forces acting on the teeth of the stator core are almost the same as those with a symmetrical load, but the compressive forces acting on the core have increased. It is determined that the pulsations of the electromagnetic moment reach 17% of its average value.

Keywords: turbogenerator, asymmetric load, magnetic field, numerical calculations, time functions, power processes.

Вступ. Під час роботи турбогенераторів (ТГ) на несиметричне навантаження, виникають явища, які становлять загрозу надійності та довговічності електричної машини в цілому.

Міждержавним стандартом ГОСТ 533-2000 встановлено, що довготривала робота ТГ на несиметричне навантаження можлива, якщо фазні струми обмотки статора не перевищують номінального значення та в них струми зворотної послідовності обмежені 8%. Але навіть при такому навантаженні електромагнітні та механічні процеси стають критичними, що вже показано в [1,2].

Завдяки використанню сучасного програмного забезпечення, виникає можливість оцінити проблеми експлуатації ТГ при несиметричному навантаженні, не обмежуючись його локальними частинами. Але оскільки в повній постановці ця задача є надзвичайно складною, в дослідженнях несиметричного навантаження ТГ [1-4] зберігається повна структура електромагнітної системи ТГ в його активній частині, але приймається допущення відсутності реакції вихрових струмів в бочці ротора та в інших елементах ТГ.

Постановка задачі. Метою даної статті було надання результатів чисельних розрахунків динаміки магнітного поля ТГ потужністю 325 МВт при його роботі на несиметричне навантаження в рамках обмежень стандарту ГОСТ 533-2000 при різних значеннях початкових фаз струмів зворотної послідовності фази

A. Для детального аналізу паралельно проводилось аналогічне дослідження для симетричного навантаження ТГ.

Розрахунки магнітного поля (МП) ТГ проводяться в двохмірній постановці в його поперечному перерізі на довжині активної частини за методом скінченних елементів з урахуванням насичення магнітної системи по програмі FEMM з використанням скрипту Lua [5].

Об'єкт та основні положення дослідження. В процесі дослідження розглядається ТГ номінальною потужністю $P_N = 325$ МВт, електромагнітна система якого детально описана в [6]. Її поперечний переріз разом із картиною МП в режимі навантаження ТГ наведено на рис. 1. Тут виділено фазні зони двохслойної вкороченої трьохфазної обмотки статора $A-A'$, $B-B'$ і $C-C'$. Показано полярну (r, α) систему координат, продольну d і поперечну q осі ротора. Показані вектори МРС обмотки збудження \underline{F}_f , трьохфазної обмотки статора \underline{F}_s , умовної результуючої в режимі навантаження \underline{F}_l та кут навантаження ТГ Θ .

Досліджуваний ТГ має номінальні фазні напругу $U_{SN} = 11547$ В і струм статора $I_{SN} = 11040$ А, коефіцієнт потужності $\cos\phi_{SN} = 0,85$, частоту $f_s = 50$ Гц, струм збудження $I_{fN} = 3127$ А. Також відомі кількості фаз $m_s = 3$ і пар полюсів $p = 1$, величина немагнітного проміжку $\delta = 0,09$ м, активна довжина статора $l_{as} = 5,715$ м, діаметр його розточки $d_s = 1,3$ м, відносне

вкорочення обмотки статора – 0,85, кількість її паралельних віток $a_s = 2$ при кількості послідовних витків на фазу $N_s = 10$, кількість витків обмотки ротора $N_f = 126$.

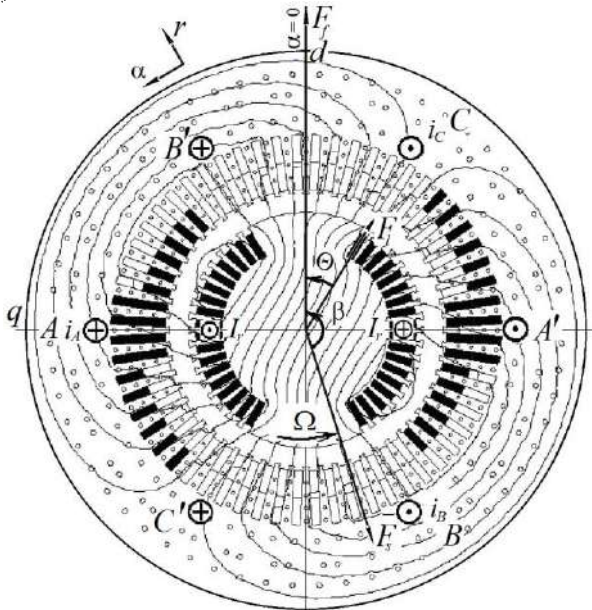


Рис. 1 – Електромагнітна система ТГ

Виникнення несиметричних режимів ТГ провокує різне навантаження фазних обмоток статора. Це викликає відмінність фазних струмів його обмоток. Основи чисельних розрахунків несиметричних режимів роботи ТГ вже детально розглянуто в [1, 2].

Несиметрична система фазних струмів формується за допомогою класичного методу симетричних складових з оперуванням прямою та зворотною симетричними послідовностями (індекси 1 та 2 відповідно):

$$\underline{I}_A = \underline{I}_{A1} + \underline{I}_{A2}; \underline{I}_B = \underline{I}_{B1} + \underline{I}_{B2}; \underline{I}_C = \underline{I}_{C1} + \underline{I}_{C2}. \quad (1)$$

Розрахунки несиметричного режиму роботи ТГ проводяться в двох варіантах – V_1 та V_2 . Значення струмів зворотної послідовності в кожному із цих варіантів відповідно до ГОСТ 533-2000 не перевищують $0,08I_{sN}$, а найбільший із фазних струмів обмежується значенням I_{sN} . Однак, для варіанту V_1 прийнято значення початкової фази струму зворотної послідовності фази A рівним $\beta_{Ia2} = 0$, а для варіанту V_2 $\beta_{Ia2} = 60^\circ$.

В ході вирішення поставленої задачі, було отримано наступні значення для варіанту V_1 : діючі значення і початкові фази струмів склали $I_A = 11040$ А; $I_B = I_C = 9745$ А; $\beta_{Ia} = 0$; $\beta_{Ib} = -124,5^\circ$; $\beta_{Ic} = -235,5^\circ$. Теж саме для варіанту V_2 : $I_A = I_B = 11040$ А; $I_C = 9635$ А; $\beta_{Ia} = 4,13^\circ$; $\beta_{Ib} = -124,13^\circ$; $\beta_{Ic} = -240^\circ$. На рис. 2 та рис. 3 наведено векторні діаграми, які ілюструють співвідношення даних величин, для варіантів V_1 та V_2 відповідно.

Для симетричного навантаження аналогічні величини склали: $I_A = I_B = I_C = 11040$ А; $\beta_{Ia} = 0$; $\beta_{Ib} = -120$; $\beta_{Ic} = -240^\circ$.

Для розрахунку МП режиму навантаження ТГ використовується трифазна система миттєвих значень фазних струмів обмотки статора:

$$\begin{aligned} i_A &= I_{ma} \cos(\omega t + \beta_{Ia} + \beta); \\ i_B &= I_{mb} \cos(\omega t + \beta_{Ib} + \beta); \\ i_C &= I_{mc} \cos(\omega t + \beta_{Ic} + \beta), \end{aligned} \quad (2)$$

де $\omega = 2\pi f_s$ – кутова частота; I_{ma}, I_{mb}, I_{mc} – амплітуди струмів; β – узагальнений фазовий зсув трифазної системи струмів.

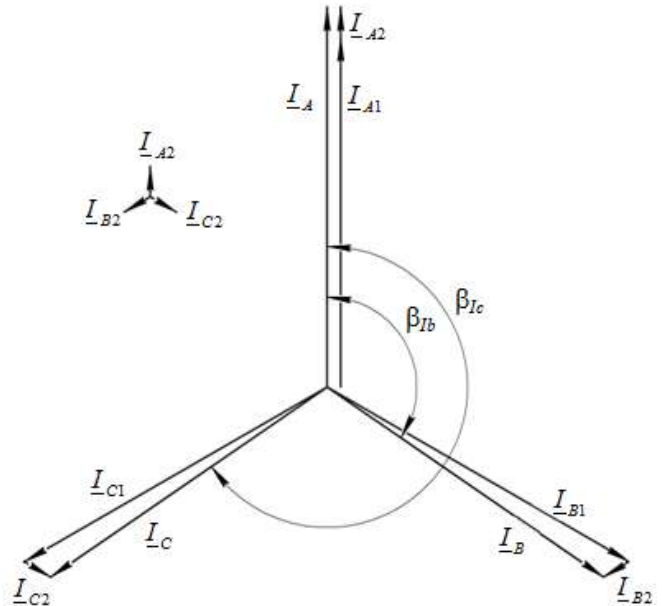


Рис. 2 – Векторна діаграма фазних струмів для варіанту V_1

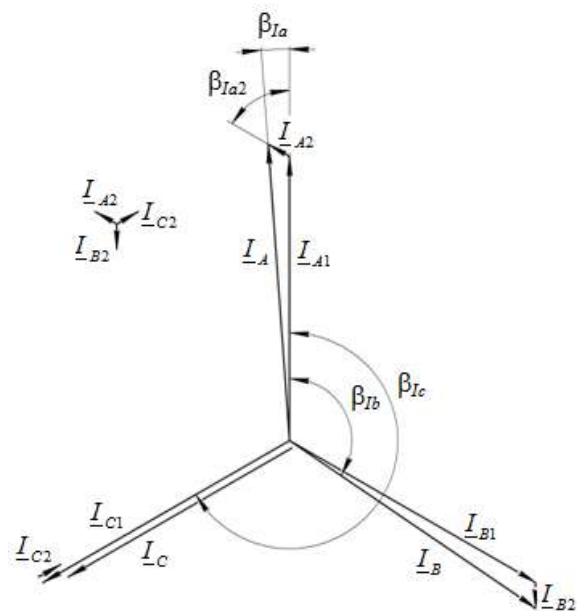


Рис. 3 – Векторна діаграма фазних струмів для варіанту V_2

Значення досліджуваних електромагнітних та силових величин визначаються на основі багатопозиційних розрахунків МП ТГ в програмі FEMM, як це викладено в [1-4]. Враховуючи періодичність, часові функції сформовано при кількості розрахункових позицій K , що склали 181, с кроком повороту $\Delta\alpha = 1^\circ$ при відповідному інтервалі Δt .

Магнітне потокозчеплення і ЕРС фазних обмоток статора. Процес визначення часових функцій магнітного потокозчеплення (МПЗ) фазних обмоток статора $\psi_s(t_k)$ на їх періоді детально описано в [7]. Отже, на основі багатопозиційних розрахунків обертового МП формуються дискретні часові функції МПЗ обмоток статора:

$$\psi_s(t_k), k=1,2,\dots,K. \quad (3)$$

Ці функції за загальновідомими правилами можна розкласти в косинусний гармонійний ряд аналогічно [1, 3]:

$$\psi_s = \sum_{v=1,3,5,\dots}^{N_s} \Psi_{m,v} \cos(v\omega t + \gamma_v), \quad (4)$$

аж до номера N_s , який обмежується прийнятою кількістю розрахункових позицій $K = 181$.

На основі закону електромагнітної індукції із (4) отримуємо ЕРС фазної обмотки статора:

$$e_s = -\frac{d\psi_s}{dt} = \sum_{v=1,3,5,\dots}^{N_s} v\omega \Psi_{m,v} \cos(v\omega t + \gamma_v - \pi/2), \quad (5)$$

звідки амплітуда гармонік $E_{m,v} = v\omega \Psi_{m,v}$.

Часові функції МПЗ $\psi_s(t_k)$ (4) та ЕРС $e_s(t_k)$ (5) визначались для усіх фазних обмоток на повному періоді їх зміни. Вони представлені на рис. 4 для несиметричного навантаження V_1 , на рис. 5 для V_2 та на рис. 6 для симетричного навантаження ТГ.

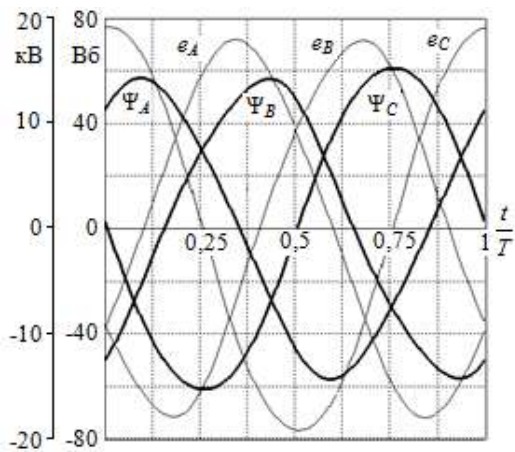


Рис. 4 – Часові функції фазних МПЗ $\psi_s(t_k)$ та ЕРС $e_s(t_k)$ при несиметричному навантаженні V_1 ТГ

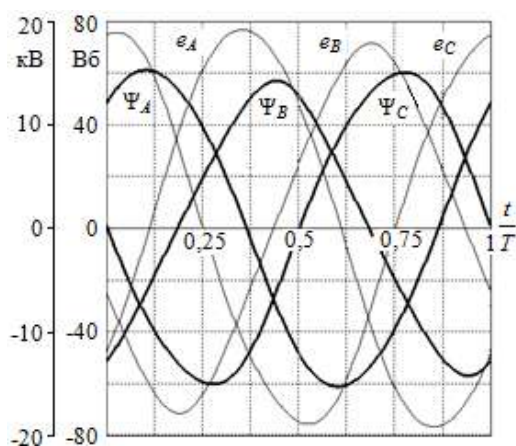


Рис. 5 – Часові функції фазних МПЗ $\psi_s(t_k)$ та ЕРС $e_s(t_k)$ при несиметричному навантаженні V_2 ТГ

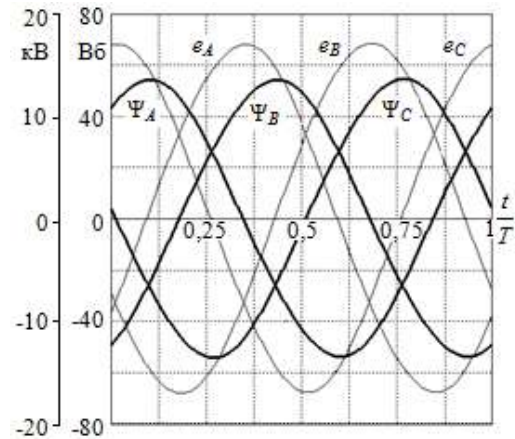


Рис. 6 – Часові функції фазних МПЗ $\psi_s(t_k)$ та ЕРС $e_s(t_k)$ при симетричному навантаженні ТГ

На відміну від симетричного режиму, в варіантах V_1 та V_2 спостерігається відмінність функцій різних фаз один від одної та загалом від правильних синусоїд, що видно вже по максимумах МПЗ.

Електромагнітні процеси в роторі турбогенератора при несиметричному навантаженні. Чисельно-польовий аналіз електромагнітних процесів в роторі ТГ відбувається на основі дослідження часових функцій МПЗ та ЕРС обмотки ротора та клинів його осердя. Це відбувається також для варіантів V_1 та V_2 несиметричного навантаження ТГ при розгляді його електромагнітної системи на активній частині в цілому.

Аналогічно (3) формується дискретна часова функція МПЗ обмотки ротора $\psi_f(t_k)$, яка по (4) розкладається в гармонійний ряд:

$$\psi_f = \sum_{v=1,2,3,\dots}^{K_s} \Psi_{m,v} \cos(2v\omega t + \gamma_v). \quad (6)$$

Функції МПЗ $\psi_f(t_k)$ обмотки ротора представлено на рис. 7 для варіантів несиметричного навантаження $V_1 - 1$, та $V_2 - 2$, а також для порівняння в режимі симетричного навантаження ТГ – 3. Графік 3 практично «зливається» з віссю абсцис на відміну від функцій МПЗ при несиметричному навантаженні 1 та 2. Амплітуда МПЗ 2 досягає найбільшого значення, що, звичайно, вплинуло і на ЕРС обмотки збудження.

За законом електромагнітної індукції через (6) визначається ЕРС обмотки збудження ТГ:

$$e_f = -\frac{d\psi_f}{dt} = \sum_{v=1,2,3,\dots}^{K_s} v\omega_f \Psi_{m,v} \cos(v\omega_f t + \gamma_v - \pi/2), \quad (7)$$

звідки амплітуда гармонік $E_{m,v} = v\omega_f \Psi_{m,v}$. Через те, що період функції МПЗ T_f вдвічі менше періоду T струмів (2), тобто $T_f = 0,5 T$, несуча частота $f_f = 2f_s$ є подвійною, а отже і кутова частота несучої гармоніки становить $\omega_f = 2\omega$.

На рис. 7 також наведено часові функції ЕРС обмотки ротора $e_f(t_k)$ зі збереженням змісту номерів 1, 2 і 3. Оскільки амплітуди гармонік ЕРС пропорційні їх номерам, і для симетричного режиму має місце вплив вищих гармонік. Виявилось, що ЕРС обмотки ротора при несиметричному навантаженні ТГ досягають занадто великих значень, а особливо в випадку V_2 , так максимум ЕРС для цього варіанту сягає майже 30 кВ.

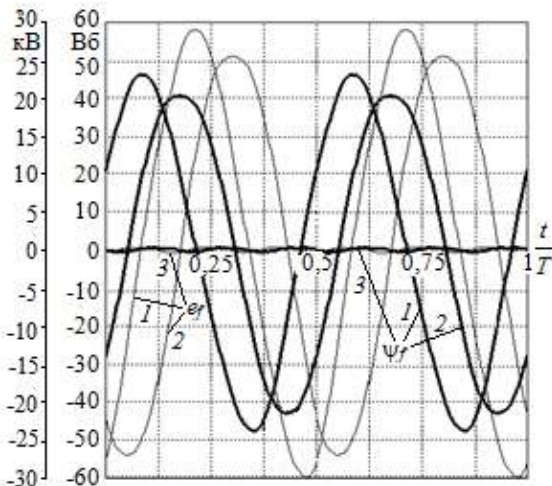


Рис. 7 – Часові функції МПЗ $\psi_f(t_k)$ та ЕРС $e_f(t_k)$ обмотки ротора:

- 1 – варіант V_1 несиметричного навантаження,
- 2 – варіант V_2 несиметричного навантаження,
- 3 – симетричне навантаження ТГ

Дослідження силових процесів в турбогенераторі при несиметричному навантаженні. На основі розрахунків обертового МП виникає можливість оцінити силові дії на частини феромагнітного осердя ТГ. Це відбувається через тензор магнітного натягу (ТМН) Максвелла, який описує тиск на одиницю поверхні в немагнітній області розрахунку [8]. На цій поверхні визначаються нормальна та дотична складові ТМН, Н/М²

$$f_{Tr} = \frac{1}{2\mu_0}(B_r^2 - B_a^2); \quad f_{Ta} = \frac{1}{\mu_0}(B_r \cdot B_a), \quad (7)$$

де μ_0 – магнітна постійна.

Силові дії на зубці осердя статора характеризуються кутовою силою F_{Ta} . Оскільки саме ця сила при тривалій експлуатації ТГ викликає втомні пошкодження зубців осердя статора, її розрахунковий аналіз є особливо важливим.

Сила F_{Ta} визначалась поблизу розточки осердя статора в межах його зубцевого кроку τ_s на дузі радіусом r_δ поблизу розточки осердя статора. А саме, було розглянуто один зубець зліва на рис. 1 на осі q , для якого шукана сила має вигляд:

$$F_{Ta} = r_\delta l_a \int_{\alpha_1}^{\alpha_2} [f_{Ta} \cos(\alpha - \alpha_z) + f_{Tr} \sin(\alpha - \alpha_z)] \cdot d\alpha, \quad (8)$$

де α_1, α_2 – початкова та кінцеві кутові координати вказаної дуги;

α_z – кутова координата осі зубця, до якої приводиться сила.

Багатопозиційні розрахунки дають дискретні часові функції сили

$$F_{Ta}(t_k), k=1,2,\dots,K, \quad (9)$$

які разом із фрагментом досліджуваного зубця наведено на рис. 8 на одиницю аксіальної довжини ТГ.

Ці сили є знакозмінними зі значною часткою постійної складової та досягають вагомих значень для всіх досліджуваних варіантів. Вони прикладаються і до решти зубців осердя статора та повторюються з

деяким часовим зсувом, а їх сума утворює електромагнітний момент.

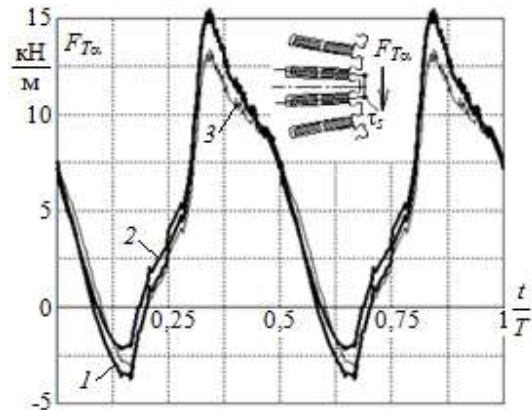


Рис. 8 – Сили, що діють на зубець осердя статора:

- 1 – варіант V_1 несиметричного навантаження,
- 2 – варіант V_2 несиметричного навантаження,
- 3 – симетричне навантаження ТГ

Сили, що діють вцілому на осердя статора ТГ описуються радіальною силою

$$F_{Tr} = r_\delta l_a \int_0^\pi [f_{Tr} \cos(\alpha - \alpha_q) + f_{Ta} \sin(\alpha - \alpha_q)] \cdot d\alpha, \quad (10)$$

яка припадає на половину осердя. Вона визначалась на дузі окружності в межах полюсного кроку ТГ, проведеної поблизу розточки осердя статора. Ця сила прикладена до горизонтальної осі, розташованої під кутом $\alpha_q = 90^\circ$.

Розрахунки в задані моменти часу дають дискретні часові функції сили

$$F_{Tr}(t_k), k=1,2,\dots,K. \quad (11)$$

Динаміка сил F_{Tr} для трьох розрахункових варіантів надано на рис. 9, де також показано осердя статора та напрямки сил, прикладених до його половинок.

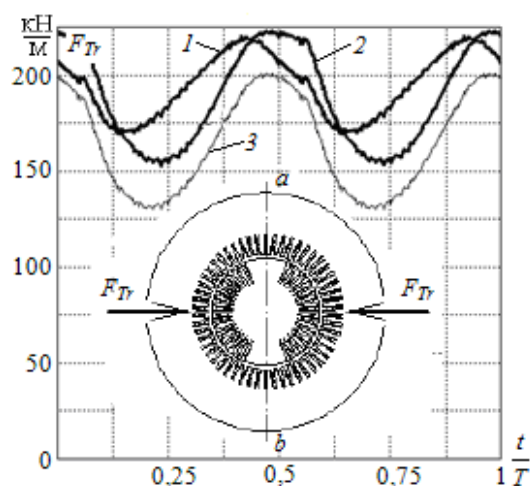


Рис. 9 – Сили, що діють вцілому на осердя статора ТГ:

- 1 – варіант V_1 несиметричного навантаження,
- 2 – варіант V_2 несиметричного навантаження,
- 3 – симетричне навантаження ТГ

Ці сили є пульсуючими зі значною часткою постійної складової. Вони прикладені до аксіального

перерізу осердя по лінії ab . Для будь-якого іншого аксіального перерізу часові функції сили повторюються з відповідним часовим зсувом. А отже, по розточці осердя «переміщуються» хвилі сили F_{Tr} , постійна складова якої утворює напружений «стягнутий» стан осердя, а змінна складова ще накладає на цю деформацію пульсації подвійної частоти f_f .

Із рис. 9 очевидно, що при несиметричному навантаженні, а особливо в варіанті V_2 , величина сил F_{Tr} значно зростає. Це викликає загрозу надійності електричної машини, адже при довготривалій експлуатації це може прискорити пошкодження стяжних призм осердя та послабити монолітність його шихтованих пакетів.

Для визначення електромагнітного моменту (ЕММ) взаємодії ротора і статора ТГ використовується спеціальна процедура в скрипті Lua. Розрахунок ЕММ полягає в розрахунку поверхневого інтегралу по площі S_δ поперечного перерізу немагнітного проміжку

$$M_{em} = \frac{I_a}{\mu_0(r_s - r_r)} \int_{S_\delta} r B_r B_a dS, \quad (12)$$

де r_r і r_s – радіуси, які обмежують проміжок зі сторін ротора та статора.

Розрахунки в K моментів часу дають дискретну часову функції ЕММ

$$M_{em}(t_k), k=1,2,\dots,K. \quad (13)$$

Ця функція характеризується середньою величиною ЕММ

$$M_{em,av} = \frac{1}{K} \sum_{k=1}^K M_{em,k}, \quad (14)$$

значення якої для трьох випадків навантаження ТГ надано в табл. 1. Ці значення перевірено через електромагнітну потужність

$$P_{em} = M_{em,av} \cdot \Omega, \quad (15)$$

де Ω – кутова швидкість ротора.

Функцію $M_{em}(t_k)$ було розкладено в гармонійний ряд з несучою частотою $f_{s2} = 2f_s$. Амплітуду основної – другої гармоніки ЕММ $M_{em,2}$ також представлено в табл. 1. В випадку несиметричного навантаження варіанту V_1 ця величина сягнула найбільшого значення і склала приблизно 17% від постійної складової $M_{em,av}$. Це в сукупності із розглянутими вище силовими діями на осердя статора ТГ, можуть призвести до проблем експлуатації та безпеки з боку довговічності з огляду на шум та вібрації.

Таблиця 1 – ЕММ та потужності в різних режимах навантаження ТГ

Тип навантаження	Параметри		
	$M_{em,av}$, кНм	P_{em} , МВт	$M_{em,2}$, кНм
V_1	1055,341	331,545	180,97
V_2	1198,078	376,387	173,36
симетрія	1033,899	324,809	–

Із функції ЕММ $M_{em}(t_k)$ виділили змінну складову

$$dM_{em}(t_k) = M_{em}(t_k) - M_{em,av}, k=1,2,\dots,K, \quad (16)$$

яку для всіх варіантів розрахунку наведено на рис. 10.

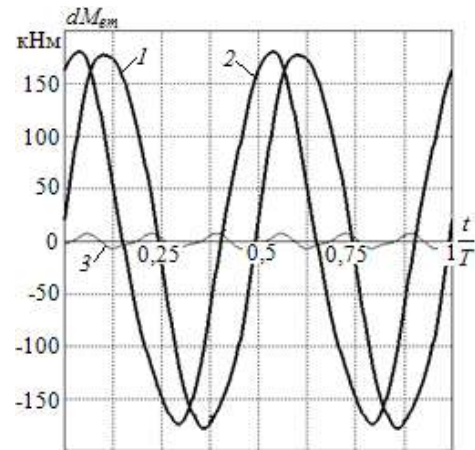


Рис. 10 – Дискретні часові функції ЕММ:
1 – варіант V_1 несиметричного навантаження,
2 – варіант V_2 несиметричного навантаження,
3 – симетричне навантаження ТГ

Пульсації в функціях $dM_{em}(t_k)$ викликаються зубцевою структурою статора, а також дискретною фазною структурою обмотки статора з частотою $f_{s6} = 6f_s$. Але для випадку симетричного навантаження значення змінної складової $dM_{em}(t_k)$ істотно менше його середнього значення $M_{em,av}$. В той час, як пульсації при несиметричному навантаженні, які мають частоту f_{s2} в межах глобального періоду T , досить значущі.

Висновки.

1. За розглянутим комплексом електромагнітних явищ в рамках стандартних обмежень несиметричного режиму роботи ТГ очевидно, що часові функції МПС, а отже і ЕРС фазних обмоток статора відрізняються від синусоїд і один від одної пофазно. Особливо це проявляється для несиметричного навантаження варіанту V_2 .

2. Оскільки характер часових функцій фазних ЕРС відрізняється від синусоїдального, можна припустити що і характер фазних струмів буде не синусоїдальним та із значним спектром гармонічних складових.

3. Часові функції ЕРС обмотки ротора мають подвійну несучу частоту та при несиметричному режимі V_2 перевищують по величині майже на десять порядків аналогічну ЕРС симетричного режиму та взагалі фазну напругу обмотки статора.

4. Пульсації ЕММ при несиметричному навантаженні досягають 17% від його середнього значення; силові дії на зубці осердя статора не надто відрізняються від симетричного навантаження; силові дії на половинки осердя статора через несиметрію навантаження збільшились на 20%.

Список літератури

1. Милых В. И. Численно-полевой анализ магнитного поля и электрических величин в статоре турбогенератора при автономной несимметричной нагрузке / В. И. Милых // Электротехника і електро механіка. – 2016. – № 5. – С. 16-22.
2. Милых В. И. Численно-полевой анализ электромагнитных процессов в роторе турбогенератора при несимметричной нагрузке / В. И. Милых // Технічна електродинаміка. – 2017. – № 3. – С. 49-57.

3. Милых В. И. Организация численно-полевых расчетов электромагнитных процессов в турбогенераторе при его несимметричной нагрузке / В. И. Милых // Вісник НТУ «ХПІ». Серія "Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії". – 2016. – № 11 (1183). – С. 3-10.
4. Милых В. И. Исследование электромагнитных и силовых параметров и процессов в турбогенераторе при несимметричной нагрузке / В. И. Милых, С. А. Ревуженко // Гідроенергетика України. – 2017. – № 3-4. – С. 33-41.
5. Finite Element Method Magnetics : OldVersions. FEMM 4.2 11Oct2010 Self-Installing Executable. Available at: <http://www.femm.info/wiki/OldVersions>
6. Милых В. И. Методика определения характеристик турбогенератора с использованием автоматизированных численных расчетов магнитных полей / В. И. Милых, С. А. Ревуженко // Problemele energeticii regionale. – 2019. – № 1-3 (45). – С. 1-12. doi:10.5281/zenodo.3239170
7. Милых В. И. Автоматизированные расчеты в программной среде FEMM динамики электромагнитных процессов турбогенераторов / В. И. Милых, Н. В. Полякова // Електротехніка і електромеханіка. – 2015. – № 6. – С. 24-30. doi: 10.20998/2074-272X.2015.6.04
8. Милых В. И. Силовые взаимодействия в турбогенераторе в различных стационарных режимах работы / В. И. Милых, Н. В. Полякова // Технічна електродинаміка. – 2013. – № 5. – С. 47-54.
3. Milykh V. I. Orhanyzatsiya chyslenno-polevykh raschetov elektromagnitnykh protsessov v turboheneratori pry eho nesymetrychnoi nahruzke [Organization of the numerical-field calculations of electromagnetic processes in a turbogenerator at its asymmetrical loading]. *Bulletin of NTU "KhPI". Series: "Electric machines and electromechanical energy conversion"*. 2016, no. 11 (1183), pp. 3–10. (Rus)
4. Milykh V. I., Revuzhenko S. A. Issledovanie elektromagnitnykh i silovykh parametrov i protsessov v turboheneratori pry nesymetrychnoi nahruzke. [Research of electromagnetic and power parameters and processes in a turbo generator under asymmetrical load]. *Hydroenergetics of Ukraine*. 2017, no. 3-4, pp. 33-41. (Rus)
5. Finite Element Method Magnetics : OldVersions. FEMM 4.2 11Oct2010 Self-Installing Executable. Available at: <http://www.femm.info/wiki/OldVersions>
6. Milykh V. I., Revuzhenko S. A. Metodika opredeleniya harakteristik turboheneratora s ispolzovaniem avtomatizirovannykh chislennykh raschetov magnitnykh poley. [The method of determining the turbogenerator characteristics using automated numerical calculations of magnetic fields]. *Problemele energeticii regionale* [Problems of regional energy]. 2019, no. 1-3 (45), pp. 1-12. doi:10.5281/zenodo.3239170 (Rus)
7. Milykh V. I., Polyakova N. V. Avtomatizirovannyye raschety v programmnoy srede FEMM dinamiki elektromagnitnykh protsessov turboheneratorov. [Automated calculations in the FEMM software environment of the dynamics of electromagnetic processes of turbogenerators]. *Electrotehnika i Electromekhanika – Electrical engineering & electromechanics*. 2015, no. 6, pp. 24-30. doi:10.20998/2074-272X.2015.6.04 (Rus)
8. Milykh V. I., Polyakova N. V. Silovyye vzaimodeystviya v turboheneratori v razlichnykh statsionarnykh rezhimakh raboty [Power interactions in a turbogenerator in various stationary operating modes]. *Tekhnichna Elektrodynamika*. 2013, no. 5, pp. 47–54. (Rus)

References (transliterated)

1. Milykh V. I. Chislenno-polevoy analiz magnitnogo polya i elektricheskikh velichin v statore turbogeneratora pri avtonomnoy nesymetrychnoy nahruzke [Numerical-field analysis of the magnetic field and electric quantities in the stator of a turbogenerator with autonomous asymmetric load]. *Electrotehnika i Electromekhanika – Electrical engineering & electromechanics*. 2016, no. 5, pp. 16-22. (Rus)
2. Milykh V. I. Chyslenno-polevoi analiz elektromagnitnykh protsessov v rotore turboheneratora pry nesymetrychnoi nahruzke [The numerically-field analysis of electromagnetic processes in the

Надійшло (received) 12.02.2020

Бібліографічні описи / Библиографические описания / Bibliographic descriptions

Міліх В. І. Порівняльний аналіз електромагнітних параметрів та силових взаємодій в крупному турбогенераторі в режимі несиметричного навантаження / В. І. Міліх, С. А. Ревуженко // Вісник Національного технічного університету «ХПІ». Серія: «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії». – 2020. – № 3 (1357). – С. 91-96. – doi:10.20998/2409-9295.2020.3.15.

Милых В. И. Сравнительный анализ электромагнитных параметров и силовых взаимодействий в крупном турбогенераторе в режиме несимметричной нагрузке / В. И. Милых, С. А. Ревуженко // Вісник Національного технічного університету «ХПІ». Серія: «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії». – 2020. – № 3 (1357). – С. 91-96. – doi:10.20998/2409-9295.2020.3.15.

Milykh V. I. Comparative analysis of electromagnetic parameters and power interactions in a large turbogenerator in asymmetric load mode / V. I. Milykh, S. A. Revuzhenko // Bulletin of NTU "KhPI". Series: "Electric machines and electromechanical energy conversion." – 2020. – No. 3 (1357). – P. 91-96. – doi:10.20998/2409-9295.2020.3.15.

Відомості про авторів / Сведения об авторах / About the Authors

Міліх Володимир Іванович (Милых Владимир Иванович, Milykh Vladimir Ivanovich) – доктор технічних наук, професор, Національний технічний університет «Харківський політехнічний інститут», завідувач кафедри електричних машин, м. Харків, Україна, тел. (057)707-65-14; ORCID: 0000-0002-6176-3103; e-mail: mvikemkpi@gmail.com.

Ревуженко Світлана Афанасіївна (Ревуженко Светлана Афанасьевна, Revuzhenko Svitlana Afanasiiivna) – Національний технічний університет «Харківський політехнічний інститут», аспірантка кафедри електричних машин, м. Харків, Україна, тел. (057)707-68-44, ORCID: 0000-0002-4375-2806; e-mail: sveta.revuzhenko@gmail.com.

Л. І. МАЗУРЕНКО, М. О. ШИХНЕНКО, О. В. ДЖУРА, О. А. БІЛИК

ДОСЛІДЖЕННЯ СТАРТЕРНОГО РЕЖИМУ ВЕНТИЛЬНО-ІНДУКТОРНОГО СТАРТЕР-ГЕНЕРАТОРА

За допомогою раніше розробленої математичної моделі проведено дослідження процесів вентильно-індукторного стартер-генератора в стартерному режимі при живленні від акумуляторної батареї. Виконано розрахунки процесів пуску стартер-генератора при зміні моменту інерції, ємності конденсатора вентильного перетворювача, опору акумуляторної батареї та визначено їх вплив на тривалість та енергоефективність пускових процесів при відсутності обмеження фазного струму. Зроблено висновок про необхідність розробки нових принципів формування процесів стартерних режимів вентильно-індукторного стартер-генератора для забезпечення заданих тривалості пуску, фазних струмів та мінімальної спожитої енергії АБ.

Ключові слова: вентильно-індукторний стартер-генератор, стартерний режим, акумуляторна батарея, математична модель.

С помощью ранее разработанной математической модели проведено исследование процессов вентильно-индукторного стартер-генератора в стартерном режиме при питании от аккумуляторной батареи. Выполнены расчеты процессов пуска стартер-генератора при изменении момента инерции, емкости конденсатора вентильного преобразователя, сопротивления аккумуляторной батареи и определено их влияние на продолжительность и энергоэффективность пусковых процессов при отсутствии ограничения фазного тока. Сделан вывод о необходимости разработки новых принципов формирования процессов стартерных режимов вентильно-индукторного стартер-генератора для обеспечения заданных продолжительности пуска, фазных токов и минимальной потребляемой энергии АБ.

Ключевые слова: вентильно-индукторный стартер-генератор, стартерный режим, аккумуляторная батарея, математическая модель.

Using the previously developed mathematical model, the investigation of the switched reluctance starter-generator in starter mode powered by battery was performed. The calculations of a starter-generator starting processes was performed when changing the moment of inertia, the semiconductor converter capacitor capacitance and the battery resistance. Their influence on the duration and the efficiency of starting processes in the absence of the phase current limit was determined. It is concluded that it is necessary to develop new principles of formation the switched reluctance starter-generator starter modes processes to provide a predetermined starting time, phase currents and minimum energy consumption of the battery.

Keywords: switched reluctance starter-generator, starter mode, battery, mathematical model.

Вступ. Вентильно-індукторний стартер-генератор (ВІСтГ) – це електромеханічний комплекс, який складається із індукторної машини (ІМ), напівпровідникового перетворювача і працює паралельно з акумуляторною батареєю (АБ), яка є джерелом енергії скінченної потужності. Важливе значення мають як стартерний, так і генераторний режими ВІСтГ. В стартерному режимі ІМ отримує живлення від перетворювача і розкручує первинний двигун енергоблока або транспортного засобу (турбіну, дизель) до заданої частоти обертання і його переходу на основне робоче паливо.

Дослідження стартерного режиму асинхронного вентильного стартер-генератора при живленні від АБ достатньо широко наведені в технічній літературі [1]. В той же час питання стартерного режиму вентильно-індукторних стартер-генераторів при живленні від АБ практично не розглядалось. Відомі деякі дослідження пуску вентильно-індукторних двигунів від мережі постійного та змінного струму нескінченної потужності [2-4].

Вимоги до ВІСтГ в стартерному режимі залежать від області його використання. Основні з них наступні:

- мінімальні втрати, нагрів та пульсації моменту ІМ;
- мінімальні втрати та стрибки струму в елементах напівпровідникового перетворювача;
- тривалість запуску не повинна перевищувати заданої для запобігання перегріву турбіни (дизеля);
- забезпечення плавності розкрутки турбіни (дизеля) так як різкі удари і поштовхи можуть призвести до її виходу з ладу.

При цьому стартерний режим ВІСтГ може здійснюватися як при обмеженні фазного струму, так і без його обмеження.

Метою статті є дослідження процесів ВІСтГ в стартерному режимі без обмеження фазного струму і впливу на них параметрів.

Дослідження процесів ВІСтГ в стартерному режимі. Дослідження стартерного режиму ВІСтГ проводились методом математичного моделювання. Адекватність розрахунків за математичною моделлю реальним фізичним процесам перевірена в [5, 6]. Розрахунки перехідних процесів виконано для стартер-генератора за наступними номінальними даними: потужність – 3 кВт; напруга постійного струму 28 В; частота обертання – 3000 об/хв. Вентильно-індукторний стартер-генератор виконано за схемою, наведеною в [6].

При формуванні математичної моделі стартерного режиму використані загальноприйняті припущення [5, 6]. Математична модель базується на рівняннях для визначення поточозчеплень фаз ІМ, струмів фаз, залежності індуктивності фази від струму фази і кута повороту ротора відносно фази статора, що дозволяє врахувати нелінійність магнітної системи електричної машини, рівняння для визначення кута повороту ротора відносно фази статора як залишку від ділення

кута повороту ротора θ ($\frac{d\theta}{dt} = \omega$) на кутову відстань

між полюсами ротора $2\pi/Z_R - \theta_{\phi} = \text{mod}(\theta; 2\pi/Z_R)$, де Z_R – кількість полюсів ротора, рівнянь для визначення електромагнітного моменту утвореного однією фазою ІМ, сумарного електромагнітного моменту від дії всіх фаз, рівняння руху та рівняння для визначення струму джерела живлення. Крім вказаних рівнянь математична модель включає системи логічних виразів, що описують вентильний перетворювач (ВП). Отримана ін-

формація про стан напівпровідникових елементів ВП дозволяє визначити фазну напругу в залежності від напруги кола постійного струму, розподіл струмів у вітках перетворювача, зв'язок струму джерела живлення з фазними струмами [6].

Стартерний режим ВІСтГ здійснюється наступним чином: АБ під'єднується до конденсаторів ВП які заряджаються до рівня її напруги. В подальшому система керування забезпечує підключення фазних обмоток ІМ за допомогою ВП до шини постійного струму у відповідності з показами датчика положення ротора.

При аналізі варіантів стартерних режимів ВІСтГ для їх порівняння доцільно використати час пуску, максимальне значення фазного струму та енергію, витрачену АБ, за умови, що ЕРС акумуляторної батареї $E_{AB(ном)}=28$ В, внутрішній опір АБ $R_{AB(ном)}=0,02$ Ом, ємність конденсаторів ВП $C_{ном}=0,8976$ Ф, опір конденсаторів ВП $R_{C(ном)}=1,25 \cdot 10^{-4}$ Ом, момент інерції $J_{C(ном)}=0,1$ кг·м².

При стартерному режимі амплітудні значення фазних струмів індукторної машини залежать від проти-ЕРС, яка визначається рівнем напруги живлення та втратами в обмотках. В початковий момент пуску проти-ЕРС відсутня і струм фази різко зростає, що потребує значних витрат енергії. Це викликає просадку напруги АБ (за номінальних параметрів напруга АБ знижується до 15 В) і, як наслідок, фазні струми знижуються. Електромагнітний момент при пуску досить значний. За номінальних даних ВІСтГ відношення пускових значень струмів та моменту до цих величин при досягненні заданої частоти обертання (1500 об/хв) складає відповідно 3 і 6. По мірі розкручування ротора момент зменшується і частота обертання змінюється відповідно механічній характеристиці, яка характерна для двигуна постійного струму послідовного збудження.

Пуски вентильно-індукторного стартер-генератора при $J_c=var$. Пуски здійснювались за моментів інерції приводу $0,1 \dots 0,7$ кг·м² (рис. 1, 2) Тривалість виходу стартера на частоту 1500 об/хв зростає зі збільшенням моменту інерції агрегату. Спостерігається зміна амплітуди перехідних фазних струмів зі збільшенням моменту інерції (рис. 1).

Величина моменту інерції значно впливає як на енергію, що витрачається АБ (рис. 2, а) при стартерному режимі ВІСтГ, так і споживається безпосередньо електричною машиною (рис. 2, б).

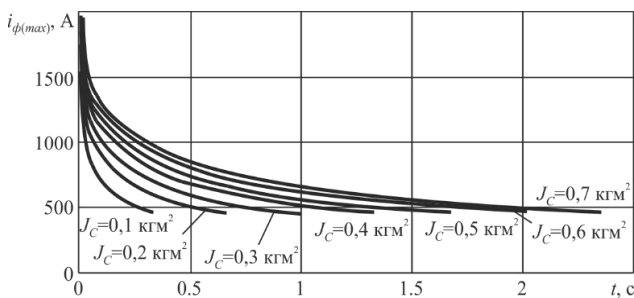


Рис. 1 – Огинаючі максимальних значень фазних струмів при пуску ВІСтГ за різних значень моменту інерції

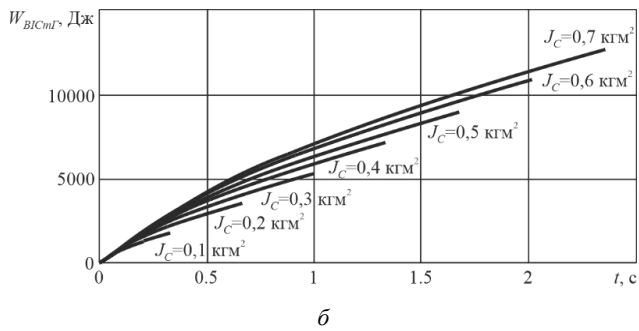
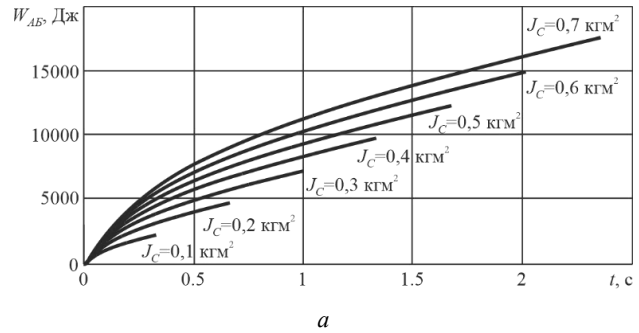


Рис. 2 – Часові залежності енергії при пуску ВІСтГ за різних значень моменту інерції:
а – загальна і б – корисна енергія витрачена АБ

Пуски вентильно-індукторного стартер-генератора при $C=var$. Величина ємності конденсатора ВП визначає ступінь згладжування струму навантаження, а отже вона впливає на величину просадки напруги АБ. Так при збільшенні ємності від 0,01 до 1 Ф величина просадки напруги на початку пуску зменшується. При 0,01 Ф вона становить близько 20 В, а при 1 Ф – 14 В. Огинаючі максимальних значень фазних струмів незначно відрізняються на інтервалі пуску 0...0,15 с (рис. 3). Енергія, що витрачається АБ під час пуску, збільшується зі зменшенням ємності конденсаторів ВП (рис. 4, а). Хоча зі зниженням ємності конденсаторної батареї зростає її опір, споживана ВІМ енергія практично незмінна (рис. 4, б). Тривалість пуску стартера при зміні ємності конденсатора незмінна і становить 0,33 с.

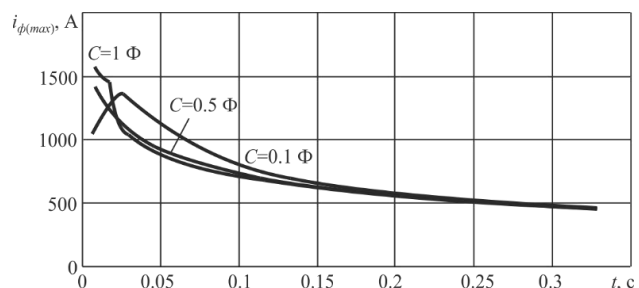


Рис. 3 – Огинаючі максимальних значень фазних струмів при пуску ВІСтГ за різних значень ємності конденсатора

Пуски вентильно-індукторного стартер-генератора при $R_{AB}=var$. При зміні R_{AB} в діапазоні $R_{AB(ном)}/8 \dots 8 \cdot R_{AB(ном)}$ напруга і струм АБ змінюються за залежністю близькою до логарифмічної. При збільшенні R_{AB} зростає падіння напруги на внутрішньому опорі АБ, її струм при цьому зменшується. Це призводить до затягування процесу пуску.

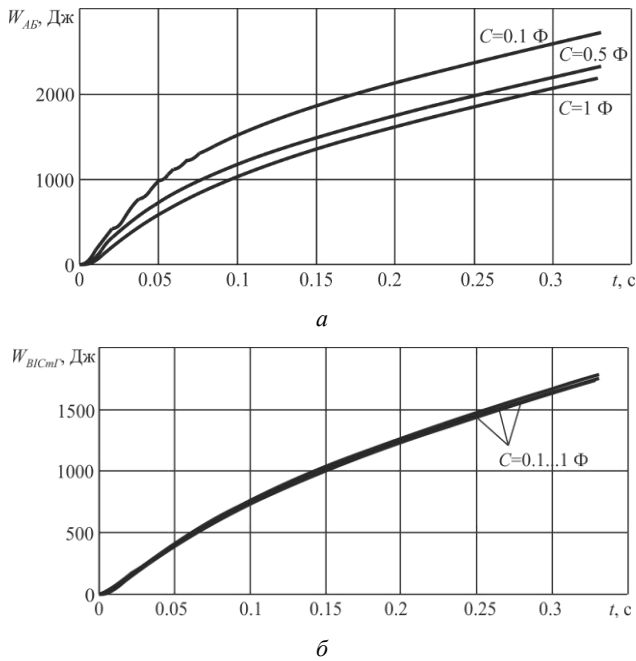


Рис. 4 – Часові залежності енергії при пуску ВІСтГ за різних значень ємності конденсатора: *a* – загальна і *б* – корисна енергія витрачена АБ

Позитивним наслідком збільшення внутрішнього опору АБ є зниження фазних струмів при пуску (рис. 5). Якщо розглядати пуск при будь-якому R_{AB} , то лише перші імпульси фазного струму мають амплітуди близько 1500 А і більше. Зі збільшенням частоти обертання фазні струми значно знижуються. Перші імпульси викликані зменшенням напруги АБ в початковий момент пуску на час, рівний тривалості розряду конденсатора ВП до рівня просадки напруги АБ.

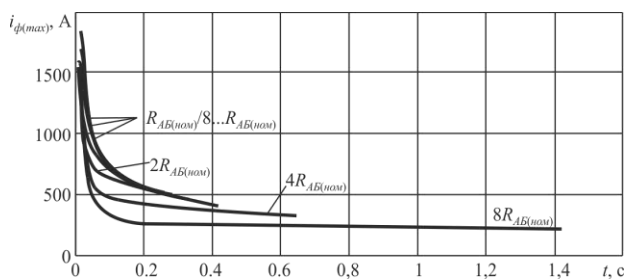


Рис. 5 – Огинаючі максимальних значень фазних струмів при пуску ВІСтГ за зміни опору АБ

Недоліком стартерних режимів ВІСтГ з живленням від АБ з великим R_{AB} є затягування процесу пуску та збільшення енергії, що витрачається при його здійсненні (рис. 6, *a*, *б*).

Узагальнені результати досліджень стартерних режимів за зміни параметрів ВІСтГ в порівнянні з пуском при номінальних параметрах наведені в таблиці 1, де W_{AB} – енергія спожита від АБ; $W_{BICMГ}$ – енергія спожита ВІМ; $W_{вт}$ – енергія втрат; $W_{AB(nom)}=2067$ Дж, $W_{BICMГ(nom)}=1708$ Дж, $W_{вт(nom)}=359$ Дж – значення енергій при номінальних параметрах.

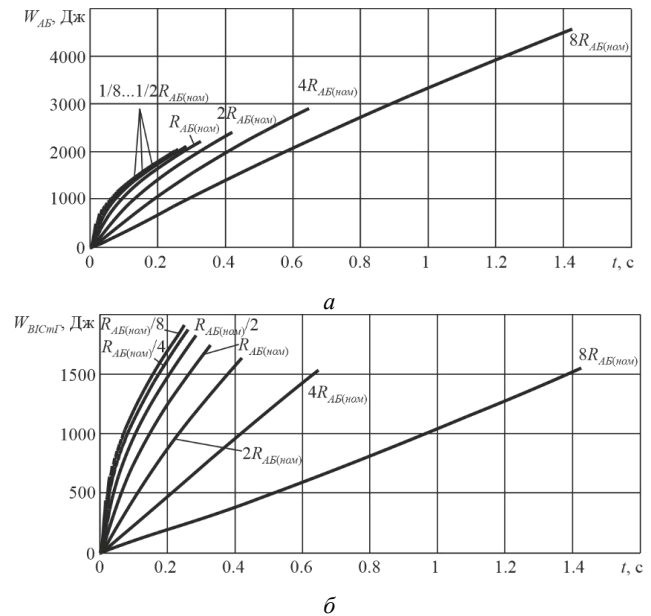


Рис. 6 – Часові залежності енергії при пуску ВІСтГ за зміни опору АБ: *a* – загальна і *б* – корисна енергія витрачена АБ

Таблиця 1 – Дослідження пусків ВІСтГ при зміні параметрів

Параметри	Відношення $W_{AB}/W_{AB(nom)}$, в.о.	Відношення $W_{BICMГ}/W_{BICMГ(nom)}$, в.о.	Відношення $W_{вт}/W_{вт(nom)}$, в.о.
$J_C=0,2$ кг·м ²	2,067	2,04	2,197
$J_C=0,3$ кг·м ²	3,148	3,084	3,453
$J_C=0,4$ кг·м ²	4,237	4,129	4,749
$J_C=0,5$ кг·м ²	5,336	5,179	6,079
$J_C=0,6$ кг·м ²	6,444	6,236	7,437
$J_C=0,7$ кг·м ²	7,561	7,296	8,82
$C=0,01$ Ф, $R_C=R_{C(nom)} \cdot C/C_{ном}$	1,202	1,039	1,976
$C=0,1$ Ф, $R_C=R_{C(nom)} \cdot C/C_{ном}$	1,113	1,025	1,53
$C=0,2$ Ф, $R_C=R_{C(nom)} \cdot C/C_{ном}$	1,072	1,016	1,334
$C=0,3$ Ф, $R_C=R_{C(nom)} \cdot C/C_{ном}$	1,046	1,01	1,219
$C=0,4$ Ф, $R_C=R_{C(nom)} \cdot C/C_{ном}$	1,035	1,011	1,149
$C=0,5$ Ф, $R_C=R_{C(nom)} \cdot C/C_{ном}$	1,025	1,009	1,102
$C=0,6$ Ф, $R_C=R_{C(nom)} \cdot C/C_{ном}$	1,017	1,007	1,068
$C=0,7$ Ф, $R_C=R_{C(nom)} \cdot C/C_{ном}$	1,011	1,004	1,041
$C=0,8$ Ф, $R_C=R_{C(nom)} \cdot C/C_{ном}$	1,005	1,002	1,019
$C=1$ Ф, $R_C=R_{C(nom)} \cdot C/C_{ном}$	0,995	0,998	0,983
$R_{AB}=R_{AB(nom)}/8$	0,927	1,093	0,135
$R_{AB}=R_{AB(nom)}/4$	0,937	1,077	0,269
$R_{AB}=R_{AB(nom)}/2$	0,955	1,045	0,527
$R_{AB}=2 \cdot R_{AB(nom)}$	1,1	0,943	1,847
$R_{AB}=4 \cdot R_{AB(nom)}$	1,34	0,887	3,5
$R_{AB}=8 \cdot R_{AB(nom)}$	2,168	0,914	8,136

Висновки.

1. Досліджено вплив моменту інерції, ємності конденсаторів у колі постійного струму ВП та внутрішнього опору АБ на процеси в стартерному режимі ВІСтГ. Показано, що при зміні моменту інерції та внутрішнього опору АБ можливо змінювати час за який електрична машина сягає заданої частоти обертання, а також енергію, витрачену АБ під час пуску та спожити ВІМ. Час стартерного режиму та енергія що споживається ВІМ не залежить від величини ємності конденсаторів. Величина ємності впливає на енергію, що витрачається АБ за час пуску.

2. Параметри, вплив яких досліджувався, недостатньо знижують струми електричної машини на початковій стадії пуску.

3. Доцільно розробити нові принципи формування процесів в стартерних режимах ВІСтГ, які забезпечили б одночасно заданий час пуску, мінімальну енергію, спожиту від АБ, та задані фазні струми в цих режимах.

Список літератури

1. Мазуренко Л. І. Асинхронные генераторы с вентильным и вентильно-емкостным возбуждением для автономных энергоустановок / Л. И. Мазуренко, А. И. Лищенко. – К.: Наукова думка. – 2011. – 271 с.
2. Николаев В. В. Разработка интегрированного стартер-генератора на основе вентильно-индукторной машины / В. В. Николаев, В. А. Рыбников // Электричество. – 2005. – № 5. – С. 32-38.
3. Miller T. J. E. Electronic Control of Switched Reluctance Machines / T. J. E. Miller. – UK, Oxford: Newnes Publ., 2001. – 272 p.
4. Krishnan R. Switched reluctance motor drives: modeling, simulation, analysis, design, and applications / R. Krishnan – US, Florida: CRC Press Publ., 2001. – 416 p.
5. Мазуренко Л. І. Моделювання режимів та регулювання частоти обертання вентильно-індукторного двигуна з перетворювачем із С-скиданням і коливальним поверненням енергії при зміні кутів

комутації / Л. І. Мазуренко, О. В. Бібік, Білик О. А., М. О. Шихненко // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії». – 2016. – № 11 (1183). – С. 64–69.

6. Shykhnenko M. O. Mathematical Model, Research and Improvement of the Switched Reluctance Generator Voltage Stabilization Methods / M. O. Shykhnenko, L. I. Mazurenko // 2018 IEEE 3rd International Conference on Intelligent Energy and Power Systems (IEPS). – 2018. – С. 338–342.

References (transliterated)

1. Mazurenko L. I., Lishchenko A. I. *Asinchronnyie generatoryi s ventilnyim i ventilno-emkostnyim vzbuzhdeniem dlya avtonomnyih energoustanovok* [Asynchronous generators with valve and valve-capacitive excitation for autonomous power installations]. Kyiv, Naukova dumka Publ., 2011, 271 p. (Rus)
2. Nikolaev V. V., Rybnikov V. A. *Razrabotka integrirovannogo start'er-generatora na osnove ventil'no-induktornoj mashiny* [Development of an integrated starter-generator based on a switched reluctance machine]. *Electricity*. 2005, no. 5, pp. 32-38. (Rus)
3. Miller T. J. E. *Electronic Control of Switched Reluctance Machines*. UK, Oxford: Newnes Publ., 2001, 27 p.
4. Krishnan R. *Switched reluctance motor drives: modeling, simulation, analysis, design, and applications*. US, Florida: CRC Press Publ., 2001, 416 p.
5. Mazurenko L. I., Bibik O. V., Bilyk O. A., Shihnenko M. O. *Modelyuvannya rezhimiv ta reguluyuvannya chastoty obertannya ventilno-induktorного dviгuna z peretvoryuvachem iz S-skidanniam i kolivальnim поверненням енергії при зміні кутів* [Simulation mode and speed control of switched reluctance motor using a converter with the C-dump and the oscillation return of energy at changing switching angles]. *Visnik NTU «HPi». Seriya: Elektrichni mashini ta elektromekhanichne peretvorennya energiyi*. 2016, no. 11 (1183), pp. 64-69. (Ukr)
6. Shykhnenko M. O., Mazurenko L. I., Dzhura O. V., Bilyk O. A. *Mathematical Model, Research and Improvement of the Switched Reluctance Generator Voltage Stabilization Methods*. 2018 *IEEE 3rd International Conference on Intelligent Energy and Power Systems (IEPS)*, 2018, pp. 338–342.

Надійшла (received) 13.02.2020

Бібліографічні описи / Библиографические описания / Bibliographic descriptions

Мазуренко Л. І. Дослідження стартерного режиму вентильно-індукторного стартер-генератора / Л. І. Мазуренко, М. О. Шихненко, О. В. Джура, О. А. Білик // Вісник Національного технічного університету «ХПІ». Серія: «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії». – 2020. – № 3 (1357). – С. 97-100. – doi:10.20998/2409-9295.2020.3.16.

Мазуренко Л. І. Исследования стартерного режима вентильно-индукторного стартер-генератора / Л. И. Мазуренко, М. О. Шихненко, А. В. Джура, А. А. Билык // Вісник Національного технічного університету «ХПІ». Серія: «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії». – 2020. – № 3 (1357). – С. 97-100. – doi:10.20998/2409-9295.2020.3.16.

Mazurenko L. I. The research of the switched reluctance starter-generator in starter mode / L. I. Mazurenko, M. O. Shykhnenko, O. V. Dzhura, O. A. Bilyk // *Bulletin of NTU "KhPI". Series: "Electric machines and electromechanical energy conversion."* – 2020. – No. 3 (1357). – P. 97-100. – doi:10.20998/2409-9295.2020.3.16.

Відомості про авторів / Сведения об авторах / About the Authors

Мазуренко Леонід Іванович (Мазуренко Леонид Иванович, Mazurenko Leonid Ivanovych) – доктор технічних наук, професор, Інститут електродинаміки Національної академії наук України, завідувач відділом електромеханічних систем, м. Київ, Україна, тел.: (044)366-24-91; ORCID: 0000-0002-7059-249X; e-mail: mlins@ied.org.ua.

Шихненко Максим Олегович (Шихненко Максим Олегович, Shykhnenko Maksym Olehovych) – Інститут електродинаміки Національної академії наук України, молодший науковий співробітник, м. Київ, Україна, тел.: (044)366-25-72; ORCID: 0000-0003-4012-1731; e-mail: s.maxim@email.ua.

Джура Олександр Васильович (Джура Александр Васильевич, Dzhura Oleksandr Vasylovych) – кандидат технічних наук, Інститут електродинаміки Національної академії наук України, старший науковий співробітник; тел.: (044)366-25-72; ORCID: 0000-0002-0224-3351; e-mail: mlins@ied.org.ua.

Білик Олександр Анатолійович (Билык Александр Анатольевич, Bilyk Oleksandr Anatoliiovych) – Інститут електродинаміки Національної академії наук України, провідний інженер; тел.: (044)366-25-72; ORCID: 0000-0003-4459-6718; e-mail: mlins@ied.org.ua.

А. В. ЄГОРОВ, А. М. МАСЛЕННИКОВ, О. О. ДУНЄВ, Р. В. БРЕДУН

АНАЛІЗ МАГНІТНОГО КОЛА В ГЕНЕРАТОРІ З ПОПЕРЕЧНИМ МАГНІТНИМ ПОТОКОМ В РЕЖИМІ НЕРОБОЧОГО ХОДУ

Представлено еквівалентну схему заміщення магнітної системи генератора з поперечним магнітним потоком, який характеризується дисковою конструкцією ротора та збудженням від постійних магнітів, для режиму неробочого ходу. На прикладі ГПП-32-180 подано принцип її рішення з використанням робочої діаграми постійного магніту. Отримана залежність довжини постійного магніту від його намагнічувальної сили на обох радіусах ротора. Дане співвідношення дозволяє правильно вибрати розміри стандартизованих постійних магнітів для збудження генератора. Проведено розрахунок магнітного поля методом скінчених елементів на одному полюсному кроці для підтвердження доцільності методу.

Ключові слова: генератор з поперечним магнітним потоком, схема заміщення, постійний магніт, робоча діаграма, магнітний потік, магнітний опір, намагнічувальна сила, проєктування.

Представлено эквивалентную схему замещения магнитной системы генератора с поперечным магнитным потоком, который характеризуется дисковой конструкцией ротора и возбуждением от постоянных магнитов, для режима холостого хода. На примере ГПП-32-180 показано принцип ее решения с использованием рабочей диаграммы постоянного магнита. Получена зависимость длины постоянного магнита от его намагничивающей силы на обоих радиусах ротора. Данное соотношение позволяет правильно выбрать размеры стандартизованных постоянных магнитов для возбуждения генератора. Проведен расчет магнитного поля методом конечных элементов на одном полюсном делении для подтверждения целесообразности метода.

Ключевые слова: генератор с поперечным магнитным потоком, схема замещения, постоянный магнит, рабочая диаграмма, магнитный поток, магнитное сопротивление, намагничивающая сила, проектирование.

Purpose. The transversal flux generators are very perspective machine type. They can use low wind or water flow to transform their energy into the electricity with good efficiency value. Obtaining the dependence of the length of the permanent magnet on its magnetizing force on both radii of the rotor. This ratio allows us to correctly select the dimensions of the standardized permanent magnets to excite the generator. This dependence of permanent magnet length allows us to better analyze the electromagnetic processes in transverse magnetic field generator. **Methodology.** Analytic and computer calculation of magnetic field of the transversal magnetic flux generator in no-load mode. The analytical methodology must be proved by finite-element method using the 3D simulation in the modern and powerful software such as Ansys Maxwell. It allows us to compare methodology of TFM design and find the most optimal method for TFM design in accordance with fast and accuracy design process. **Results.** An equivalent circuit is presented for the magnetic system of the transverse magnetic flux generator, which is characterized by a disk design of the rotor and excitation from permanent magnets in no-load mode. On the example of TFM-32-180, the principle of its solution using the working diagram of a permanent magnet is presented. **Originality.** The analytical calculation of the correct selection of the standardized permanent magnets dimensions to excite the transversal magnetic flux generator in no-load mode. **Practical value.** This generators work as a low speed machine and have a rather simple construction. It can be used as high effective machine in low speed rivers or wind turbines installations. Therefore, quality and accurate design process is a practically evaluated. Getting the possibility to analytically design the transversal magnetic flux generator more accurately is a good practical value of this perspective type of the machine.

Keywords: transverse magnetic flux generator, equivalent circuit, permanent magnet, working diagram, magnetic flux, magnetic resistance, magnetizing force, design.

Вступ. Пошук шляхів підвищення продуктивності електричних машин завжди є актуальною задачею. Останнім часом ці зусилля були полегшені досягненнями в галузі енергетики, електроніки, і введенням нових матеріалів. Були вдосконалені магнітотверді і магнітом'які матеріали, тому розробка нових магнітом'яких магнітних композитів дозволяє будувати електричні машини, в яких шлях основного магнітного потоку є тривимірним.

Проектування електричних машин націлене на досягнення високих питомих показників та ефективності перетворення енергії при поєднанні з низькою вартістю виготовлення.

З огляду на екологічні проблеми та обмеженість глобальних ресурсів, мета досягнення максимально можливої ефективності стає все більш важливою. Максимум ефективності – низькі втрати. На жаль, оптимізація ефективності часто означає вибір більш дорогих матеріалів. Щоб слідувати цим маршрутом, повинна бути помітна різниця в ефективності. Якщо загальна вартість втрат враховується протягом усього терміну служби, машина, що має більш кращу ефективність є більш економічною. Однак, при розрахунках вартості в короткостроковій перспективі,

вибір часто випадає на дешевшу машину. З точки зору виробництва, мотивація така, щоб знайти топологію проектування та виготовлення, яка могла б забезпечити більш високу продуктивність або ефективність на більш низькій ціні виробництва.

Одним з можливих рішень є використання магнітом'яких композитів в генераторах з поперечним магнітним потоком (ГПП). Ці машини відомі їх здатністю розвивати високий питомий обертовий момент, значення якого знаходиться в межах від 6 до 20 Н·м/кг порівняно з 4-8 Н·м/кг у сервомашин того ж розміру. Особливість конструкції магнітної системи в ГПП дає можливість основному магнітному потоку протікати не в площині, а в трьох вимірах. Також відомо, що недоліком ГПП є відносно великі, в порівнянні з класичними машинами, значення потоків розсіяння, що знижує коефіцієнт потужності [1].

Постановка задачі. Метою роботи є створення на основі фундаментальних рівнянь (закону повного струму і безперервності магнітного потоку) системи рівнянь магнітного кола з урахуванням особливостей кожної ділянки та характеристики розмагнічування постійного магніту. Для цього необхідно розробити еквівалентну схему заміщення магнітної системи

© А. В. Єгоров, А. М. Масленников, О. О. Дунев, Р. В. Бредун, 2020

ГПП, вирішення якої дозволяє отримати залежність розмірів постійного магніту від необхідного значення магнітної індукції в повітряному проміжку.

Об'єкт дослідження. Розрахунковий аналіз проводився на робочому прототипі ГПП-32-180 з дисковою конструкцією ротора, що розташовано між двома фазами статора, зовнішній вигляд якого показано на рис. 1. Даний генератор розраховано на фазну напругу $U_N = 48$ В та струм однієї фази $I_N = 3$ А. Він має кількість фаз $m = 2$, кількість пар полюсів $p = 32$ та наступні розміри: зовнішній діаметр осердя статора $d_{se} = 180$ мм, активна довжина $l_a = 90$ мм, повітряний проміжок $\delta = 1$ мм.

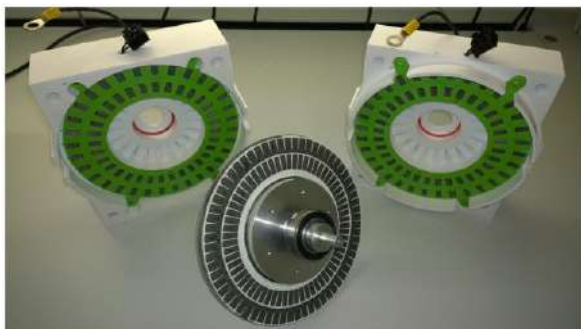


Рис. 1 – Розібраний ГПП-32-180

Статор генератора складається з двох фаз, кожна з яких складається з кільцевої котушки та рівномірно розташованими на ній П-подібними осердями, що виконують роль магнітопроводів (див. рис. 2, а). Кожен такий магнітопровід складається з двох зубців, які з'єднані ярмом (див. рис. 2, б). На торцевій поверхні дискового ротора розташовано у два ряди (на меншому та на більшому радіусах ротора) постійні магніти, кількість яких перевищує кількість П-подібних осердь у два рази. Оскільки на більшому радіусі ротора довжина кола більша, то на ньому розташовано постійні магніти з більшою шириною для максимального використання поверхні ротора [2, 3].

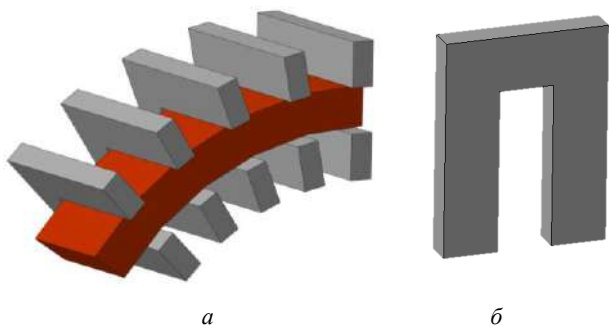


Рис. 2 – Конструкція статора ГПП
а – фрагмент фази статора; б – П-подібне осердя

Також можна сказати, що конструкція ГПП відрізняється своєю простотою в порівнянні з іншими машинами. Корпус машини не є частиною магнітного кола, що дозволяє виготовити його з немагнітного матеріалу, а так як машина тихохідна, то корпус не повинен нести великих навантажень, тому може бути надрукований на 3D принтері з пластику [4].

Аналіз магнітного кола за допомогою аналітичних рівнянь. В розглянутій конструкції ГПП-32-180 окрім магнітного потоку, що замикається через П-подібні осердя, існує магнітний потік розсіювання на межі кожного постійного магніту. Оскільки даний потік замикається через повітря від сусідньо розташованих постійних магнітів та не заходить в осердя статора, то розподіл магнітного поля буде мати однорідний характер.

Підсумувавши це, ми маємо наступні спрощення для аналізу магнітного кола: магнітні потоки розсіювання відсутні, а крива насичення магнітної системи – лінійна.

Оскільки магнітна система ГПП має симетрію, то можна розглянути тільки один полюсний поділ, тобто 1/32 частину машини. Приймаємо до уваги, що увесь магнітний потік Φ_{Π} проходить скрізь П-подібні осердя і замикається через магнітне осердя ротора, що тим самим створює основний магнітний контур, який показано на рис. 3.

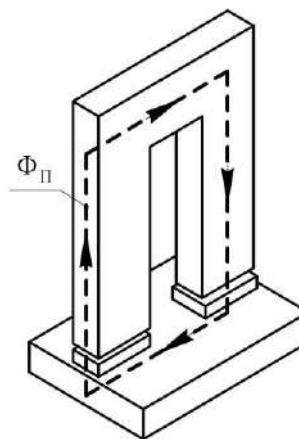


Рис. 3 – Ескіз магнітного кола (показана одна фаза статора)

Згідно з ескізом магнітного кола, складено еквівалентну схему заміщення ГПП, на якій показано усі магнітні опори та постійні магніти у вигляді джерел магнітного потоку [5]. Напрямок протікання магнітного потоку відповідає заданій полярності постійного магніту. Еквівалентна схема заміщення ГПП для неробочого ходу показана на рис. 4

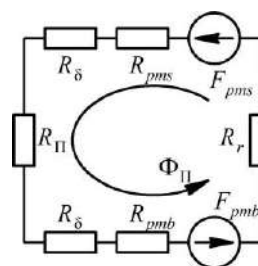


Рис. 4 – Еквівалентна схема заміщення магнітної системи ГПП

На рис. 4, де показано еквівалентну схему заміщення магнітного кола з магнітними опорами, прийнято наступне позначення:

- R_{δ} – магнітний опір повітряного проміжку;
- R_{Π} – магнітний опір П-подібного осердя;
- R_r – магнітний опір осердя ротора.

R_{pms}, R_{pmb} – внутрішній магнітний опір постійного магніту на меншому та на більшому радіусах ротора;

F_{pms}, F_{pmb} – намагнічувальна сила постійного магніту на меншому та на більшому радіусах ротора.

Згідно з правилами визначення опорів магнітного кола можна провести спрощення, об'єднавши декілька послідовно увімкнених магнітних опорів в один результуючий. Таким чином, можна записати рівняння для ланки з П-подібним осердям

$$R'_{\Pi} = R_{\Pi} + 2R_{\delta} + R_{pms} + R_{pmb}. \quad (1)$$

Таким же чином поступимо з джерелами МРС, тільки з тією відмінністю, що на більшому радіусі ротора розташовано постійні магніти з більшою площею, тому в еквівалентному МРС їх можна тільки додавати

$$F'_{pm} = F_{pmb} + F_{pms}. \quad (2)$$

В режимі неробочого ходу, єдиним джерелом енергії, що створює магнітне поле є енергія, що запасена в постійних магнітах. Для аналітичного розрахунку необхідно знати яка магніторушійна сила може бути ними створена.

Особливістю розрахунку магнітного кола з постійним магнітом є те, що МРС постійного магніту та значення магнітного потоку не є постійним, а змінюється відповідно до зміни магнітної провідності зовнішньої магнітної системи. Такі особливості призводять до перерозподілу між потоком розсіяння та основним магнітним потоком, що впливає на значення ЕРС у обмотці статора.

У зв'язку з цим, необхідно розв'язувати задачу графоаналітичним способом з використанням робочої діаграми постійного магніту для отримання результатів першої ітерації, потім другої – і так до тих пір, поки розміри постійного магніту не забезпечать необхідне значення магнітної індукції у повітряному проміжку [6].

На роторі розташовано постійні магніти марки Nd42, з наступними розмірами: на меншому радіусі – ширина 5 мм, довжина 10 мм, ефективна площа складає $S_{pms} = 50 \text{ мм}^2$; на більшому радіусі – ширина складає 7 мм, довжина 10 мм, таким чином ефективна площа – $S_{pmb} = 70 \text{ мм}^2$.

Оскільки характеристика розмагнічування постійного магніту залежить тільки від його товщини, то дані характеристики будуть співпадати.

Товщина постійних магнітів на обох радіусах ротора повинна бути однаковою для забезпечення рівномірності повітряного проміжку, тому для початку розрахунку приймемо її рівною найменшому стандартизованому значенню, при заданій ширині та довжині, тобто $l_{pm} = 2 \text{ мм}$.

Результати розрахунку характеристики розмагнічування постійного магніту для першої ітерації наведено на рис. 5.

Точка перетину характеристики повітряного проміжку та результуючої характеристики розмагнічування постійного магніту дає положення робочої точки K , якій відповідає значення $\phi_{\delta} = 0,58$. Перехід до абсолютних одиниць здійснюється за формулою:

$$\Phi_{\delta} = \phi_{\delta} m_{\phi} = 0,58 \cdot 0,000065 = 0,000037 \text{ Вб},$$

де m_{ϕ} – масштаб магнітного потоку.

Величина індукції в повітряному проміжку на меншому та на більшому радіусах ротора складає відповідно:

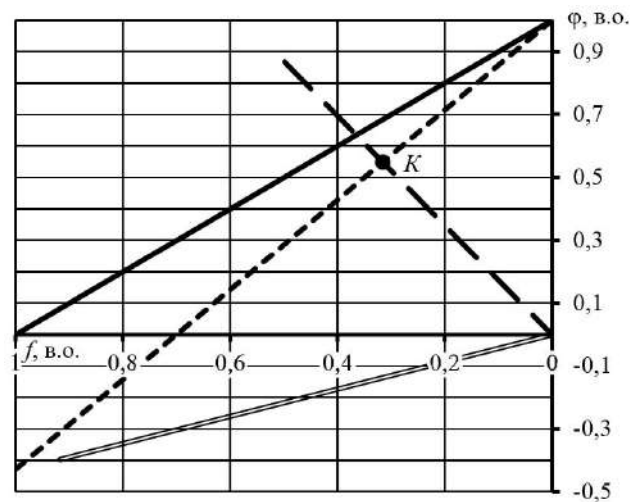
$$B_{\delta s} = \Phi_{\delta} / S_{pms} = 0,000037 / 50 \cdot 10^{-6} = 0,74 \text{ Тл},$$

$$B_{\delta b} = \Phi_{\delta} / S_{pmb} = 0,000037 / 70 \cdot 10^{-6} = 0,53 \text{ Тл}.$$

Намагнічувальна сила постійного магніту не залежить від його площі, тому на обох радіусах ротора вона буде співпадати:

$$F_{pms} = F_{pmb} = f_m \cdot m_F = 0,32 \cdot 3820 = 1220 \text{ А},$$

де m_F – масштаб МРС.



- — — — характеристика розмагнічування постійного магніту;
- — — — характеристика повітряного проміжку
- — — — характеристика потоку розсіяння;
- - - - результуюча характеристика.

Рис. 5 – Магнітні характеристики елементів магнітного кола у відносних одиницях

Знайдена МРС постійних магнітів та значення у повітряному проміжку дає можливість провести розрахунок схеми заміщення та порівняти результати.

Еквівалентна схема заміщення магнітної системи ГПП, що показана на рис. 4, являє собою елементарне одноконтурове коло, для якого можна записати співвідношення

$$F'_{pm} = \Phi_{\Pi} \cdot (R'_{\Pi} + R_r), \quad (3)$$

Оскільки еквівалентна схема заміщення магнітної системи не має розгалуження, то магнітний потік в контурі з П-подібним осердям буде співпадати зі значенням магнітного потоку в повітряному проміжку, отриманим графоаналітичним способом

$$\Phi_{\Pi} = \Phi_{\delta}. \quad (4)$$

Розкривши складові приведенного опору в рівнянні (3) з урахуванням (4), отримаємо залежність

$$F'_{pm} = \Phi_{\delta} \cdot (R_{\Pi} + 2R_{\delta} + R_{pms} + R_{pmb} + R_r). \quad (5)$$

В свою чергу, магнітний опір кожної ділянки залежить від довжини l_m на якій його розраховують, її відносної магнітної проникності μ_r та площі поперечного перерізу S_m , через яку проходить магнітний потік

$$R_m = \frac{l_m}{\mu_0 \cdot \mu_r \cdot S_m}, \quad (6)$$

де μ_0 – магнітна постійна, $\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7} \text{ Гн/м}$.

Підставивши рівняння (6) до (5), з урахуванням особливостей кожної ділянки отримаємо

$$F'_{pm} = \frac{\Phi_{\delta}}{\mu_0} \cdot \left(\frac{l_{\Pi}}{\mu_{rr} \cdot S_{\Pi}} + \frac{2 \cdot l_{\delta}}{S_{\delta}} + \frac{l_{pms}}{S_{pms}} + \frac{l_{pmb}}{S_{pmb}} + \frac{l_r}{\mu_{rr} \cdot S_r} \right), \quad (7)$$

де S_{Π} – площа поперечного перерізу зубця П-подібного осердя; S_{δ} – площа поперечного перерізу під зубцем П-подібного осердя; S_r – площа, через яку проходить магнітний потік в осерді ротора.

Конструкція ГПП передбачає рівність розмірів зубця П-подібного осердя та постійного магніту на меншому радіусі ротора, а також, для спрощення розрахунку, можна взяти рівною і площу на ділянці повітряного проміжку.

З рівняння (7) можна виразити довжину постійного магніту, яка становить

$$l_{pm} = \frac{S_{pms} \cdot S_{pmb}}{S_{pms} + S_{pmb}} \cdot \left(\frac{\mu_0 \cdot (F_{pms} + F_{pmb})}{\Phi_{\delta}} - \frac{l_{\Pi} \cdot S_r + l_r \cdot S_{\Pi}}{\mu_{rr} \cdot S_{\Pi} \cdot S_r} - \frac{2 \cdot l_{\delta}}{S_{\delta}} \right). \quad (8)$$

Таким чином, рівняння (8) після підстановки геометричних розмірів елементів конструкції генератора, є залежністю довжини постійного магніту від його намагнічувальної сили на обох радіусах ротора. Дане співвідношення необхідно на початковому етапі проектування генератора для правильного вибору розмірів стандартизованих постійних магнітів.

Аналіз магнітного кола методом скінчених елементів. В програмному середовищі ANSYS Maxwell [7] методом скінчених елементів виконано тривимірне моделювання магнітного поля з урахуванням усіх особливостей конструкції генератора та реальних властивостей його матеріалів.

Були задані усі необхідні параметри машини: крива намагнічування сталі, кількість витків у котушці, частота обертання ротора, намагнічування постійного магніту, величина залишкової індукції B_r , тип магніту NdFeB (рис. 6, рис.7).

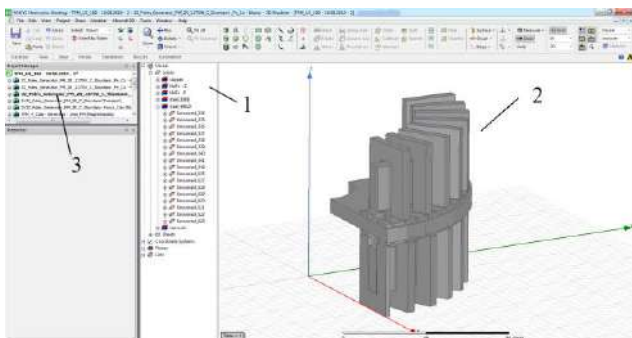


Рис. 6 – Головний екран програмного середовища ANSYS Maxwell під час підготовки 3D моделі до розрахунку
1 – поле для завдання властивостей матеріалів;
2 – поле для редагування 3D моделі машини;
3 – поле для завдання особливостей розрахунку моделі

У результаті електромагнітного розрахунку у середовищі Ansys Maxwell отримано картини насичення магнітопроводів та картина замикання магнітного потоку по осерддю ГПП (рис. 8), що підтвердили аналітичні викладки при аналізі магнітного кола за допомогою еквівалентних схем заміщення.

Було задано граничні умови розрахункової моделі та враховано напрямки намагніченості кожного із постійних магнітів ротора. Було використано адаптовану розрахункову сітку у моделі, яка дозволяє більш точно підібрати необхідну кількість елементів (тетраедрів) для оптимального співвідношення точності розрахунку та витраченого часу.

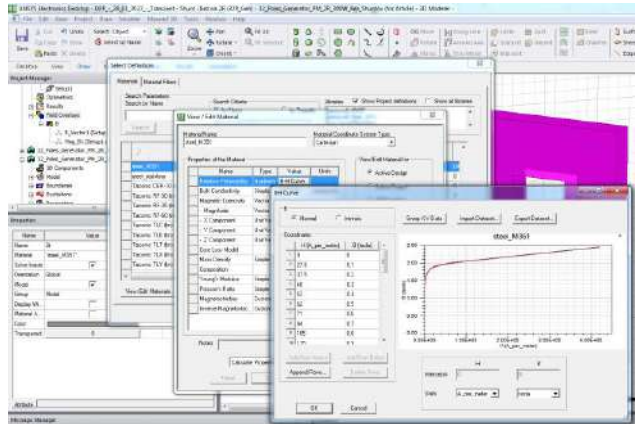


Рис. 7 – Завдання властивостей матеріалів відповідно до реального об'єкта ГПП

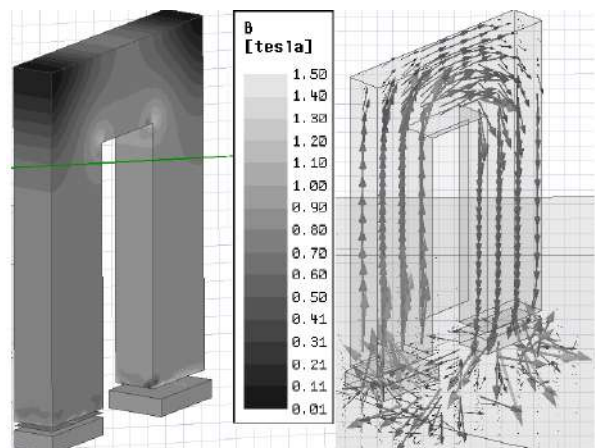


Рис. 8 – Картини насичення полюса та картина замикання магнітного потоку по осерддю ГПП

Висновки.

- Для оптимізації генераторів з поперечним магнітним потоком, виконаних на постійних магнітах, пропонується використовувати метод теорії магнітних кіл, що має на увазі еквівалентну заміну фізичних елементів ГПП сукупністю магнітних джерел і магнітних опорів. Для реалізації цього підходу розроблена еквівалентна схема заміщення магнітної системи та обґрунтовано зв'язок параметрів схеми заміщення з довідковими параметрами матеріалу магніту.
- Розроблена еквівалентна схема заміщення пропонується для оптимізації магнітної системи ГПП, що виконана на збудженні від постійних магнітів.
- Отримана залежність, яка дозволяє правильно вибрати розміри стандартизованих постійних магнітів для збудження ГПП.
- Проведений розрахунок магнітного поля на одному полюсному кроці генератора методом скінчених елементів підтвердив доцільність розрахунку магнітного поля методом теорії магнітних кіл.

Список літератури

1. Dobzhanskyi O. Study on permanent magnet transverse flux machine: A Dissertation Submitted to the Graduate Faculty of the Louisiana State University and Agricultural and Mechanical College in partial fulfillment of the requirements for the degree of Doctor of Philosophy in The Department of Electrical & Computer Engineering : 05.12 / Dobzhanskyi Oleksandr. – 2012. – P. 149.
2. Палис Ф. Двигатель с поперечным магнитным потоком – компьютерные и экспериментальные исследования / Ф. Палис, М. Штаман, Ю. Киршнер и др. // Вестник Нац. техн. ун-та «ХПИ» : сб. науч. тр. Темат. вып. : Проблемы автоматизированного электропривода. – 2013. – № 36 (1009). – С. 287–290.
3. Єгоров А. В. Визначення оптимальної кількості полюсів статора TFM в генераторному режимі роботи / А. В. Єгоров, А. М. Масленников, О. О. Дунев, Р. Ляйдхольд, М. Штаман // Електротехнічні системи. – № 25 (101), 2017. – С. 117–124.
4. Єгоров А. В. Пути уменьшения момента сопротивления при вращении дискового ротора и увеличение электродвижущей силы в генераторе с поперечным магнитным потоком в режиме холостого хода / А. В. Єгоров, О. О. Дунев, А. М. Масленников, М. Штаман // Problemele energeticii regionale, 2019. – № 40. – с. 105–117. DOI: <https://doi.org/10.5281/zenodo.3239164>
5. Жуловян В. В. Схема замещения синхронных машин с модулированным магнитным потоком с постоянными магнитами с учетом потерь в стали / В. В. Жуловян, А. Ф. Шевченко // Науч. вестн. НГТУ. – Новосибирск : Изд-во НГТУ, 2000. – № 1 (8). – С. 127–136.
6. Балагуров В. А. Электрические машины с постоянными магнитами / В. А. Балагуров, Ф. Ф. Галтеев, А. Н. Ларионов; под ред. А. Н. Ларионов. – М.: Энергия, 1964. – 480 с.
7. Ansys Maxwell 3D v.15 – Electromagnetic and Electromechanical Analysis: user's guide / Ansys Inc. – Pittsburgh, 2012. – 1006 p.
- partial fulfillment of the requirements for the degree of Doctor of Philosophy in The Department of Electrical & Computer Engineering : 05.12. 2012, P. 149.
2. Palis F., Shtaman M., Kirshner Yu. Dvigatel s poperechnym magnitnym potokom – kompyuternye i eksperimentalnye issledovaniya [Transverse Magnetic Flux Machine - Computer and Experimental Research]. *Vestnik Nats. tehn. un-ta «HPI» : sb. nauch. tr. Temat. vyip. : Problemy avtomatizirovannogo elektroprivoda*. 2013, no. 36 (1009), pp. 287–290. (Rus)
3. Yehorov A. V., Masliennikov A. M., Duniev O. O., Liaidkhold R., Shtamann M. Vyznachennia optimalnoi kilkosty poliisiv statora TFM v heneratornomu rezhymi roboty [Determination of the optimal number of TFM stator poles in the generating mode]. *Elektrotekhnicheskie i kompjuternie sistemy*. 2017, no. 25 (101), pp. 117–124. (Ukr.)
4. Yehorov A. V., Dunev O. O., Maslennikov A. M., Shtamann M. Puti umensheniya momenta soprotivleniya pri vraschenii diskovogo rotora i uvelichenie elektrodvizhushey silyi v generatore s poperechnym magnitnym potokom v rezhime holostogo hoda [Ways to reduce the moment of resistance during rotation of the disk rotor and increase the electromotive force in the transverse flux generator in no-load mode]. *Problemele energeticii regionale*. 2019, no. 40, pp. 105–117. doi:<https://doi.org/10.5281/zenodo.3239164> (Eng)
5. Zhulovyan V. V., Shevchenko A. F. Shema zamesheniya sinhronnyih mashin s modulirovannym magnitnym potokom s postoyannymi magnitami s uchedom poter v stali The equivalent circuit of synchronous machines with modulated magnetic flux with permanent magnets, taking into account losses in steel. *Nauch. vestn. NGTU*. 2000, no. 1 (8), pp. 127–136. (Rus)
6. Balagurov V. A., Galteev F. F., Larionov A. N. *Elektricheskie mashiny s postoyannymi magnitami* [Permanent Magnet Electric Machines]. Moscow, Energiya, 1964, 480 p. (Rus)
7. Ansys Maxwell 3D v.15 – Electromagnetic and Electromechanical Analysis: user's guide / Ansys Inc. Pittsburgh, 2012, 1006 p.

References (transliterated)

1. Dobzhanskyi O. Study on permanent magnet transverse flux machine: A Dissertation Submitted to the Graduate Faculty of the Louisiana State University and Agricultural and Mechanical College in

Надійшла (received) 14.02.2020

Бібліографічні описи / Библиографические описания / Bibliographic descriptions

Єгоров А. В. Аналіз магнітного кола в генераторі з поперечним магнітним потоком в режимі неробочого ходу / А. В. Єгоров, А. М. Масленников, О. О. Дунев, Р. В. Бредун // Вісник Національного технічного університету «ХПІ». Серія: «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії». – 2020. – № 3 (1357). – С. 101-105. – doi:10.20998/2409-9295.2020.3.17.

Єгоров А. В. Анализ магнитной цепи в генераторе с поперечным магнитным потоком в режиме холостого хода / А. В. Єгоров, А. М. Масленников, А. А. Дунев, Р. В. Бредун // Вісник Національного технічного університету «ХПІ». Серія: «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії». – 2020. – № 3 (1357). – С. 101-105. – doi:10.20998/2409-9295.2020.3.17.

Yehorov A. V. The magnetic circuit analysis of the transverse magnetic flux generator in no-load mode / A. V. Yehorov, A. M. Masliennikov, O. O. Duniev, R.V. Bredun // Bulletin of NTU "KhPI". Series: "Electric machines and electromechanical energy conversion." – 2020. – No. 3 (1357). – P. 101-105. – doi:10.20998/2409-9295.2020.3.17.

Відомості про авторів / Сведения об авторах / About the Authors

Єгоров Андрій Володимирович (Єгоров Андрей Владимирович, Yehorov Andrii Volodimirovych) – кандидат технічних наук, Національний технічний університет «Харківський політехнічний інститут», доцент кафедри електричних машин, м. Харків, Україна, тел. (057) 707-68-44; ORCID: 0000-0001-6643-4256; e-mail: yehorov.andrii@gmail.com.

Масленников Андрій Михайлович (Масленников Андрей Михайлович, Masliennikov Andrii Mikhailovych) – кандидат технічних наук, доцент, Національний технічний університет «Харківський політехнічний інститут», доцент кафедри електричних машин, тел. (057) 707-65-14; ORCID: 0000-0003-1174-0322; e-mail: x-maslennikov@yandex.ua.

Дунев Олексій Олександрович (Дунев Алексей Александрович, Duniev Oleksii Oleksandrovych) – кандидат технічних наук, доцент, Національний технічний університет «Харківський політехнічний інститут», доцент кафедри електричних машин, тел. (057) 707-65-14; ORCID: 0000-0001-8196-7077; e-mail: duniev.khpi@gmail.com.

Бредун Руслан Вячеславович (Бредун Руслан Вячеславович, Bredun Ruslan Viacheslavovich) – Національний технічний університет «Харківський політехнічний інститут», магістрант кафедри електричних машин, тел. (057) 707-65-14; e-mail: ruslanbredun007@gmail.com.

В. П. ШАЙДА, О. Ю. ЮР'ЄВА

ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНЕ ПОРІВНЯННЯ МЕТОДІВ ІДЕНТИФІКАЦІІ МОМЕНТУ ІНЕРЦІЇ ЯКОРЯ ДВИГУНА ПОСТІЙНОГО СТРУМУ

Знання величини моменту інерції якоря двигуна необхідно для ефективного управління електроприводом. Зазвичай цю величину споживач отримує з заводського каталогу або габаритного креслення. Зазвичай використовують спрощені способи визначення моменту інерції, які дають значну похибку. Тому застосовують експериментальні методи, що дають більш наближені до дійсності результати. Виконано експериментальну оцінку точності визначення (ідентифікації) моменту інерції якоря двигуна постійного струму типу 4ПНЖ200М методами спадного вантажу і вільного вибігу. Дослідження виконувалося на випробувальній станції підприємства виробника вказаного двигуна. Встановлено відмінність результатів експериментального розрахунку від каталожних даних двигуна постійного струму, що вказує на некоректність довідкової інформації. Отримані результати не дають остаточно визначити, який з методів найкраще, виходячи з критерію точності. Це спонукає до подальшого проведення досліджень проблеми ідентифікації параметрів двигуна постійного струму. Незважаючи на те, що експериментальні методи вільного вибігу і спадного вантажу широко відомі, тонкощі їх використання будуть цікаві як дослідникам так і виробникам двигунів постійного струму. Величина моменту інерції якоря двигуна постійного струму може також використовуватися для оцінки динамічності двигунів однакової потужності, але різних виробників.

Ключові слова: ідентифікація моменту інерції двигуна постійного струму, управління електроприводом, метод спадного вантажу, метод вільного вибігу, динамічність електродвигуна, ідентифікація параметрів електродвигуна.

Для ефективного управління електроприводом необхідно знати величину моменту інерції якоря двигателя. Обычно эту величину потребитель узнает из заводского каталога или габаритного чертежа. Для его определения используют упрощенные способы определения момента инерции, которые дают значительную погрешность. Поэтому применяют экспериментальные методы, которые дают более точные, приближенные к действительности результаты. Выполнена экспериментальная оценка точности определения (идентификации) момента инерции якоря двигателя постоянного тока типа 4ПНЖ200М методами падающего груза и свободного выбега. Исследование выполнялось на испытательной станции предприятия производителя указанного двигателя. Установлено отличие результатов экспериментального расчета от каталожных данных двигателя постоянного тока, что указывает на некорректность справочной информации. Полученные результаты не дают окончательно определить, какой из методов лучше, исходя из критерия точности. Это побуждает к дальнейшему проведению исследований проблемы идентификации параметров двигателя постоянного тока. Несмотря на то что экспериментальные методы свободного выбега и падающего груза широко известны, тонкости их использования будут интересны как исследователям, так и производителям двигателей постоянного тока. Величина момента инерции якоря двигателя постоянного тока также может использоваться для оценки динамичности двигателей одинаковой мощности, но разных производителей синхронных генераторов.

Ключевые слова: идентификация момента инерции якоря двигателя постоянного тока, управление электроприводом, метод падающего груза, метод свободного выбега, динамичность электродвигателя, идентификация параметров электродвигателя.

Knowledge of the moment of inertia of an armature of an engine is necessary for effective control of the electric drive. Typically, this value is obtained from the factory catalog or the overall drawing. Usually, simplified methods of determining the moment of inertia are used, which give a significant error. Therefore, experimental methods are used to give results that are closer to reality. The experimental estimation of the accuracy of determination (identification) of the moment of inertia of an armature of a direct current motor of type 4PNZh200M by the methods of falling load and free run is made. The study was performed at the test station of the manufacturer of the engine. The difference between the results of the experimental calculation and the catalog data of the DC motor was found, which indicates the incorrect information. The results obtained do not conclusively determine which of the methods is best, based on the criterion of accuracy. This leads to further research into the problem of identifying the DC motor parameters. Despite the fact that experimental methods of free run and falling load are widely known, the intricacies of their use will be of interest to both researchers and manufacturers of DC motors. The moment of inertia of an armature of a DC motor can also be used to estimate the dynamics of engines of the same power, but different manufacturers.

Keywords: identification of the moment of inertia of the DC motor, electric drive control, falling load method, free run-out method, motor dynamics, motor parameter identification.

Постановка проблеми. Більшість авторів як класичних підручників з електропривода, так і наукових робіт з теорії керування електроприводом постійного струму мають однакову думку – для підвищення якості керування та реалізації оптимальних схем управління необхідно достатньо точно ідентифікувати параметри електропривода [1–6].

Одним з таких параметрів є момент інерції ротора (або маховий момент) електродвигуна. Він потрібен для визначення електромеханічної сталої часу, яка визначає характер перехідних процесів в механічній частині електропривода [1, 2].

Значення моментів інерції якорів (роторів) електродвигунів наводяться у відповідних каталогах і довідниках по електричним машинам [2]. Зазвичай він розраховується при проектуванні електричної машини та вимагає знання геометрії, матеріалу та параметрів всіх елементів конструкції. Розрахунок

моменту інерції є досить трудомістким процесом. Але виробники електричних машин часто полегшують собі роботу та використовують наближені формули, що мають значну похибку. В результаті споживач не знає наскільки відповідають дійсності дані, надані виробником.

При відсутності цих даних момент інерції якоря електродвигуна або момент інерції електропривода в цілому може визначатися експериментально. Для визначення або ідентифікації моменту інерції дослідним шляхом зазвичай використовують методи: крутильних коливань, маятникових коливань, спадного вантажу та вільного вибігу [2, 4]. Термін «ідентифікація» з'явився з англійських наукових статей з електромеханіки та використовується при визначенні параметрів електричних машин непрямыми методами. Натепер цей термін застосовується в україномовній науковій літературі та є ключовим словом.

Вибір методу ідентифікації моменту інерції залежить від умов проведення експерименту, наявності обладнання, приладів, можливості розбирання двигуна і т. ін. На нашу думку, яка збігається з думкою більшості фахівців, найбільш зручними є методи спадного вантажу та метод вільного вибігу через те, що інші методи потребують розбирання електродвигуна. Але з точки зору простоти виконання та мінімальності часу проведення, то тут найбільші переваги має метод спадного вантажу.

Зручність застосування конкретного методу експериментального визначення моменту інерції електродвигуна не є визначальним критерієм вибору методу. Більшу вагу мають такі критерії, як точність визначення та габарит двигуна. Методи крутильних та маятникових коливань мають обмеження по потужності двигуна, а метод вільного вибігу рекомендовано використовувати для двигунів потужністю більше 100 кВт [7].

Загалом похибка визначення моменту інерції ротора вказаними методами не перевищує 10 %, але метод вільного вибігу вважається більш точним.

Натепер широко застосовуються методи непрямого визначення моменту інерції ротора через розрахунки рівнянь, параметри яких є вхідними сигналами з датчиків струму, частоти обертання та ін. Це також додає похибку, яка може складати до 35 % [6]. Тому знання моменту інерції ротора двигуна окремо, без привода, дозволить підвищити ефективність управління електроприводом.

Аналіз теперішнього стану досліджень та їх актуальність. Наукові роботи по ідентифікації моменту інерції електродвигуна умовно можна розбити на дві групи. До першої групи входять роботи по створенню комплексних засобів ідентифікації та керування електроприводом, до другої – роботи, пов'язані з модифікацією та покращенням існуючих експериментальних методів визначення моменту інерції роторів електродвигунів.

Найбільша частина дослідників та науковців вважають, що ідентифікація параметрів повинна виконуватися в динамічному режимі. Тобто безперервно або дискретно в процесі роботи електропривода. Для цього вони розробляють спеціальні методи, комплекси та обладнання, які надалі проходять тестування. Це виключає можливість використання вказаних експериментальних методів для визначення моменту інерції ротора електродвигуна [4]. Але деякі з них, незважаючи на це, використовують результати, отримані експериментальними методами, для розробки математичних моделей та алгоритмів керування електроприводом.

В роботі [3] визначалася залежність моменту інерції та моменту опора механізму від кута повороту валу двигуна. Але для цього потрібно мати показання датчиків: струму, частоти обертання та кута повороту ротора. Зрозуміло, що наявність таких датчиків ускладнює електропривод. В роботі [5] розроблено математичну модель, яка використовує як вхідний сигнал струм якоря, отриманий з датчику Холла. Запропоновану математичну модель перевірено

на лабораторній установці. В роботі [6] момент інерції електропривода безколекторного двигуна постійного струму визначається за часовими характеристиками з використанням інтерполяційного методу. Як бачимо, в роботах розробляється математична модель та використовуються поточні дані, що вимірюються в процесі роботи двигуна.

В роботі [8] розроблено спеціальну установку та відповідне програмне забезпечення для визначення моменту інерції тіл, що обертаються, та мають складну форму. В основу принципу дії установки покладено метод вільного вибігу. І хоча робота не має прямого зв'язку з визначенням моменту інерції двигунів постійного струму, вона дає уявлення про розвиток систем ідентифікації моменту інерції обертових тіл та важливість цього напрямку досліджень.

Існуючі експериментальні методи визначення моменту інерції якоря двигуна постійного струму не завжди задовольняють вимогам дослідників, тому вони їх модифікують. Так в роботі [9] запропоновано безконтактний спосіб ідентифікації моменту інерції ротору електричних машин. А саме, використання акустичного способу реєстрації параметрів при використанні методу вільного вибігу. І хоча автори дослідження наводять переваги цього методу – безконтактність, автоматизація вимірювань та обробки даних, він має і явні недоліки.

Експериментальна ідентифікація моменту інерції обертових електричних машин розглядається в роботі [10]. І хоча дослідження виконується на прикладі асинхронного двигуна, важливість та актуальність експериментальних методів доводиться тим, що вони дозволяють визначити не тільки момент інерції, але і момент механічних втрат та уточнити ККД електродвигуна.

Вчені багатьох країн досліджують системи ідентифікації електричних і механічних параметрів електродвигунів. В роботі [11] розглядається створення такої системи на прикладі двигуна постійного струму. А в роботі [12] розглядається параметрична оцінка двигуна постійного струму, одним із параметрів є момент інерції двигуна.

Використання значення моменту інерції якоря двигуна постійного струму як складової параметру динамічності електродвигуна при порівнянні двигунів постійного струму різних виробників показано в роботі [13]. В ній запропоновано використовувати показник динамічних властивостей двигуна

$$a = \frac{M}{J}, \quad (1)$$

де M – номінальне значення обертального моменту; J – момент інерції якоря.

В роботі [13] за допомогою цього показника було проаналізовано низку серій двигунів постійного струму вітчизняного та зарубіжного виробництва та надано рекомендації щодо вибору двигунів.

Отже, момент інерції якоря двигуна постійного струму потрібен не тільки для керування електроприводом, а також як показник оцінки динамічності двигуна. Тобто його визначення – важливе та актуальне завдання, хоча і складається враження що воно вже вирішено.

Постановка задачі. Зважаючи на актуальність вказаної проблеми, завданням цієї роботи є проведення експериментальних досліджень з визначення моменту інерції якоря двигуна постійного струму методами спадного вантажу та вільного вибігу.

Мета дослідження полягає в оцінці точності визначення (ідентифікації) моменту інерції якоря двигуна постійного струму методами спадного вантажу та вільного вибігу і порівняння результатів розрахунку з каталожними даними. Отримання експериментальних даних дозволяє проводити подальше дослідження питання ідентифікації параметрів двигуна постійного струму.

Ідентифікація моменту інерції якоря двигуна постійного струму методом спадного вантажу. Сутність методу спадного вантажу описано в багатьох підручниках та наукових роботах, тому наведено лише короткий опис, що представлено в роботі [14]. Тим паче, що в ній розглядаються обидва обрані нами методи.

На кінець валу двигуна або шків, який надіто на вал, навивають кілька витків шнура. До іншого кінця шнура прикріплюють вантаж з відомою масою m і опускають на деяку висоту h . При опусканні вантаж повертає ротор, долаючи тертя в підшипниках двигуна. При цьому вимірюють час t , за який вантаж опуститься на висоту h . Схему дослідження показано на рис. 1.

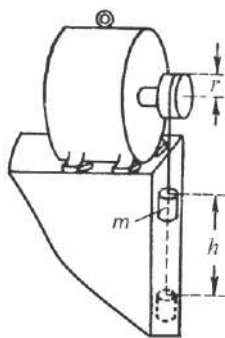


Рис. 1 – Схема дослідження методом спадного вантажу [2]

Згідно з методикою момент інерції якоря двигуна розраховується за формулою:

$$J_m = m \cdot r^2 \cdot \left(\frac{g \cdot t^2}{2h} - 1 \right), \quad (2)$$

де m – маса вантажу в кілограмах; r – радіус шківів, на який навивається шнур в метрах; g – прискорення вільного падіння, яке становить $9,81 \text{ м/с}^2$; t – час, за який вантаж опускається на відповідну висоту в секундах; висота опускання вантажу h виражена в метрах.

Для досліджень було обрано двигун постійного струму послідовного збудження типу 4ПНЖ200М виробництва АТ «Електромашина» (м. Харків) [15] потужністю 60 кВт, номінальною напругою 340 В, номінальним струмом обмотки якоря 197 А та частотою обертання 3000 об/хв в номінальному режимі. Двигун призначено для приводу вентилятора охолодження гальмівних резисторів на тепловозі. На рис. 2 наведено табличку з номінальними даними двигуна.



Рис. 2 – Табличка з номінальними параметрами двигуна 4ПНЖ200М даними

Дослідження експериментальними методами проводилися на випробувальній станції АТ «Електромашина» (м. Харків). При виконанні дослідів використовувалося повірене обладнання випробувальної станції підприємства.

На рис. 3 показано двигун, що підготовлено до проведення дослідів. Замість шківів на вільний кінець валу двигуна встановлено напівмуфту, на неї намотувався шнур, до якого було прикріплено вантаж. Зовнішній діаметр поверхні, на яку навивався шнур, становив 135 мм (рис. 4). Тоді радіус шківів з (1) становитиме $r = 0,0675 \text{ м}$.

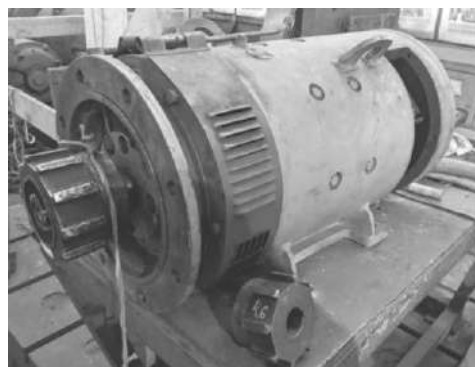


Рис. 3 – Двигун 4ПНЖ200М, що підготовано для проведення дослідів



Рис. 4 – Вимірювання зовнішнього діаметру «шківів»

Поруч з двигуном на рис. 3 можна побачити тарований вантаж, маса якого становить 4,6 кг. Висота опускання вантажу h дорівнювала 0,4 м. Дослідження проводилися п'ять разів. Вимірний середній час, за який вантаж опускається на висоту 0,4 м, становив 1,9 с.

Підставляємо отримані значення до формули (1):

$$J_m = 4,6 \cdot 0,0675^2 \cdot \left(\frac{9,81 \cdot 1,9^2}{2 \cdot 0,4} - 1 \right) = 0,907 \text{ кг} \cdot \text{м}^2.$$

Згідно з каталожними даними підприємства (на габаритному кресленнику) момент інерції двигуна 4ПНЖ200М становить $0,3 \text{ кг} \cdot \text{м}^2$, а за результатами дослідів – $0,907 \text{ кг} \cdot \text{м}^2$. Як бачимо, результат дослідів відрізняється в три рази, це свідчить про те, що метод спадного вантажу не підходить для досліджуваного двигуна або при проведенні дослідження не були враховані якісь властивості. Результати цього етапу досліджень було оприлюднено в [16].

На нашу думку, ця похибка виникла через те, що двигун був холодний і мастило в підшипниках загусло. Вважаємо за необхідне попередньо розігрівати двигун до температури нормального режиму.

При наступному досліді, щоб виключити вплив загуслого мастила, перед вимірюванням величин двигун проробив дві години для нагрівання.

Але, як зазвичай це буває, шнур що використовувався в минулий раз не знайшли, тому взяли новий, але при цьому змінилася висота, на яку опускався вантаж. Загальна довжина шнуру від шківу до вантажа становила 740 мм. Початкова відстань становила 150 мм, а висота опускання вантажу – це різниця між ними в $0,059 \text{ м}$.

Проведення серії вимірів та подальших розрахунків дали значення моменту інерції якоря $0,85 \text{ кг} \cdot \text{м}^2$, тобто нагрів підшипників (стан мастила) впливає, але не значно. Далі ми вирішили подивитися, як зміниться величина моменту інерції якоря, якщо підняти щітки.

Результати розрахунків показали, що при цьому момент інерції якоря вала зменшився на $0,2 \text{ кг} \cdot \text{м}^2$ та став $0,65 \text{ кг} \cdot \text{м}^2$. Тоді ми зрозуміли, що величина моменту інерції якоря наведена в заводському каталозі, це тільки розрахункова величина і не враховує тертя підшипників, щіток та вентилятора. До того ж при розрахунках не враховувався момент інерції шківів, тобто напівмуфти, а це також додає відхилення до значення моменту інерції якоря.

Не маючи змоги виконати розрахунки моменту інерції при тримірному моделюванні (кресленники двигуна є комерційною таємницею підприємства), вирішили перевірити момент інерції двигуна через формулу визначення динамічного моменту інерції двигуна постійного струму [17]:

$$J_{\text{dyn}} = 0,65 \cdot d_a^4 \cdot (l_a + 0,3d_a + 0,75P_N) \cdot 10^{-12}, \quad (2)$$

де d_a – зовнішній діаметр якоря, становить 202 мм; l_a – довжина осердя якоря, становить 170 мм; P_N – номінальна потужність двигуна, дорівнює 60 кВт.

При підстановці отриманих значень до (2) отримується:

$$J_{\text{dyn}} = 0,65 \cdot 202^4 \cdot (170 + 0,3 \cdot 202 + 0,75 \cdot 60) \cdot 10^{-12} = 0,3 \text{ кг} \cdot \text{м}^2.$$

Отримане значення динамічного моменту інерції двигуна збігається з наданим каталожним.

Ідентифікація моменту інерції якоря двигуна постійного струму методом вільного вибігу. Цей метод використовується як для визначення моменту інерції ротора електродвигуна, так і для визначення потужності втрат. Метод має другу назву – метод «самогальмування», та доволі докладно освітлюється в ГОСТ 25941. Для опису фізичної сутності метода, як і в попередньому випадку використаємо роботу [14], а сам процес дослідів та розрахунки виконано згідно [7].

Електродвигун, що досліджується, в режимі неробочого ходу (без навантаження) розганяється до частоти обертання, яка відповідає усталеному режиму роботи. Заздалегідь зазначимо, що для цієї частоти обертання має бути визначена потужність втрат. Надалі двигун вимикається від мережі живлення.

Коли двигун вимикається від мережі при усталеній частоті обертання, то через накопичену кінетичну енергію двигун вповільнює своє обертання, доки не зупиниться. Чим більше гальмівне зусилля сил тертя і чим менший запас кінетичної енергії, тим швидше буде сповільнитися двигун. Під час гальмування потрібно знімати показання частоти обертання залежно від часу, починаючи з моменту вимикання від мережі живлення і до моменту повної зупинки двигуна.

Отримана залежність частоти обертання від часу $n(t)$ є кривою самогальмування (рис. 5).

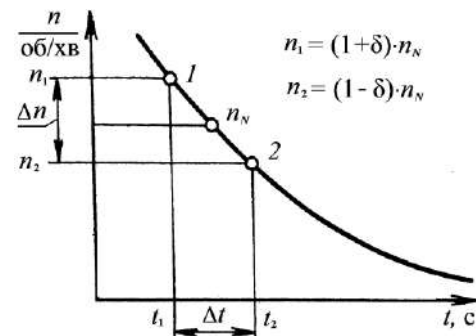


Рис. 5 – Залежність $n(t)$, крива самогальмування

При номінальному струмі збудження розрахунок виконується по формулі [7]:

$$J_m = \left(\frac{30}{\pi} \right)^2 \cdot P_o \cdot \frac{\Delta t}{(n_N \cdot \Delta n)}, \quad (3)$$

де P_o – втрати в режимі неробочого ходу, визначаються в ватах; Δt – проміжок часу, за який частота обертання змінюється на величину Δn , вимірюється в секундах,

$\Delta t = t_2 - t_1$; n_N – номінальна частота обертання, в нашому випадку дорівнює 3065 об/хв; Δn – різниця між верхнім та нижнім значенням частоти обертання, $\Delta n = n_2 - n_1$.

Для дослідження використовувався той самий двигун 4ПНЖ200М (див. рис. 3). Верхня межа частоти обертання двигуна, яку вдалося досягнути, становила 3327 об/хв. На жаль для вимірювання частоти обертання використовувався стробоскопічний тахометр, який давав певну дискретність та деяку затримку. Після проведення дослідів було побудовано залежність $n(t)$ (рис. 6, крива 1).

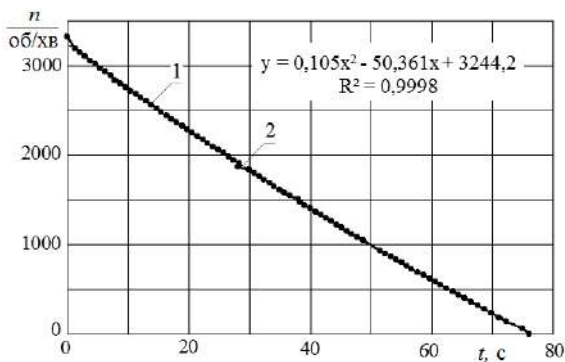


Рис. 6 – Залежність $n(t)$ 1 для двигуна 4ПНЖ200М та її поліноміальна апроксимація 2

Інтервали часу при досліді не були однаковими, тому для їх вирівнювання використовувалась поліноміальна апроксимація побудованої залежності $n(t)$ (рис. 6 крива, 2). Там же (див. рис. 6) наведено її рівняння, яке отримано за допомогою програмного комплексу MS Excel. Надалі використовується рівняння поліноміальної апроксимації, що дозволяє брати однакові інтервали частоти обертання.

Величину втрат в режимі неробочого ходу було взято з протоколу заводських випробувань вказаного двигуна. Для нашого випадку при частоті обертання 3065 об/хв втрати становили 2126 Вт.

Для розрахунків було обрано відносний інтервал змінювання частоти обертання $\delta = 0,01$ (див. рис. 5), тоді інтервал зміни частоти обертання $\Delta n = 100$ об/хв за проміжок часу $\Delta t = 2,17$ с. Отримані значення підставляються у (3):

$$J_m = \left(\frac{30}{\pi}\right)^2 \cdot 2126 \cdot \frac{2,17}{(3065 \cdot 100)} = 1,37 \text{ кг} \cdot \text{м}^2.$$

Аналіз результатів розрахунку свідчить, що дані, наведені в заводському каталозі, значно відрізняються від розрахункових, отриманих експериментальними методами. Для наочності результати зведені в табл. 1.

Таблиця 1 – Результати розрахунку моменту інерції якоря

Параметр	Методи розрахунку		Каталожні дані
	спадного вантажу	вільного вибігу	
Момент інерції J , кг·м ²	0,85	1,37	0,3

Різниця між результатами, отриманими експериментально, становить трохи більше 30 %, а від даних заводського каталогу експериментальні результати відрізняються в рази. Тобто мають рацію автори більшості робіт, що створюють свої аналітичні системи та визначають момент інерції якоря двигуна самостійно. Автори статті більш схильні довіряти точності методу вільного вибігу.

Висновки.

1. Результати розрахунків засвідчили, що в заводському каталозі наводиться значення так званого динамічного моменту інерції якоря двигуна постійного струму. Воно суттєво відрізняється від значень моменту інерції, отриманих експериментальними методами. Необ-

хідно провести перевірку – наскільки експериментально отриманий момент інерції двигуна відповідає чистому моменту інерції двигуна, без врахування моменту тертя.

2. З двох методів, які оцінювалися, найбільш простим та зручним є метод спадного вантажу. Найбільш складним у виконанні та зі значним обсягом розрахунків є метод вільного вибігу. Фактично ще потрібно виконати дослід неробочого ходу та визначити втрати, що потребує значного часу. Вважаємо, що метод спадного вантажу не зовсім пасує для двигуна, що досліджувався. До того ж не було обладнання для чіткої фіксації моменту опускання вантажу (людський фактор). Вважаємо більш точним метод вільного вибігу.

3. Визначення моменту інерції якоря двигуна стосується класу спеціальних випробувань електричних машин і не всі підприємства мають відповідне обладнання. Не зважаючи на ці ускладнення дослідження будуть подовжені.

Список літератури

1. Зеленев А. Б. Теорія електропривода. Методика проектування електроприводів : підручник / А. Б. Зеленев; Донбас. держ. техн. ун-т. – Луганськ : Ноулідж, 2010. – 670 с.
2. Колб Ант. А. Теорія електроприводу: навчальний посібник / Колб Ант. А., Колб А. А. – Д.: Національний гірничий університет, 2006. – 511 с.
3. Орловский И. А. Идентификация момента инерции и момента сопротивления в электроприводе постоянного тока // Радиоэлектроника. Информатика. Управление. – 2005. – № 1. – С. 140–144.
4. Стельмашук С. В. Определение момента инерции электропривода по кривой разгона методом Симоу / С. В. Стельмашук // Известия Томского политехнического университета. – 2015. – Т. 326. – № 6. – С. 103–113.
5. Рубанов В. Г. Идентификация момента инерции якоря двигателя постоянного тока и нагрузки в экспериментальной вибрационной установке для исследования хаотической динамики / В. Г. Рубанов, Д. А. Бушуев, Е. М. Паращук, А. К. Трикула // Известия Юго-Западного государственного университета. – 2019. – № 23(2). – С. 97–108. doi: 10.21869/2223-1560-2019-23-2-97-108.
6. Алексеев А. С. Определение момента инерции электропривода по временным характеристикам / А. С. Алексеев, С. В. Замятин, Д. А. Плотноков // Известия Томского политехнического университета. – 2009. – Т. 314. – № 5. – С. 65–69.
7. Гольдберг О. Д. Испытания электрических машин : учебник / О. Д. Гольдберг. – 2-е изд., испр. – М. : Высшая школа, 2000. – 255 с.
8. Сеферян А. Е. Анализ и разработка измерительной установки для определения момента инерции тел вращения сложной формы / А. Е. Сеферян, А. В. Нестеров // Технические науки: теория и практика: материалы Междунар. науч. конф. (г. Чита, апрель 2012 г.). – Чита : Издательство Молодой ученый, – 2012. – С. 70–74.
9. Сеферян А. Е. Бесконтактная параметрическая идентификация вращающихся машин / А. Е. Сеферян, А. Ю. Топчий, А. В. Нестеров // Научно-технический вестник информационных технологий, механики и оптики. – 2011. – №6 (76). – С. 142–143.
10. Egorov A. V. Experimental identification of the electric motor moment of inertia and its efficiency using the additional inertia / A. V. Egorov, K. E. Kozlov, B. N. Belogusev // ARPN Journal of Engineering and Applied Sciences. – 2016. – No.11. – pp. 10582–10588.
11. Adewusi Surajudeen. Modeling and Parameter Identification of a DC Motor Using Constraint Optimization Technique / Surajudeen Adewusi // IOSR Journal of Mechanical and Civil Engineering (IOSR-JMCE). – 2016. – No.13. – pp. 46–56. doi: 10.9790/1684-1306024656.
12. Bature Amir, Abdullahi Auwalu. Identification and Real Time Control of a DC Motor / Amir Bature, Auwalu Abdullahi // IOSR Journal of Electrical and Electronics Engineering. – 2013. – No. 7. – pp. 54–58. doi:10.9790/1676-0745458.
13. Лимонов Л. Г. Показатели динамичности электродвигателей постоянного тока / Л. Г. Лимонов // Электротехнические и компьютерные системы. – 2013. – №11(87). – С. 17–21.
14. Пахомов А. Н. Электрический привод: учеб. пособие по лабораторному практикуму / А. Н. Пахомов, Н. Ф. Лазовский. – Красноярск : ИПЦ ПИ СФУ. – 2008. – 83 с.

15. Продукція: Електродвигуни постійного струму типів 4ПНЖ200S, 4ПНЖ200М / Офіційний сайт АТ «Електромашина» // <http://www.electromashina.com.ua/>. – Дата звертання : 15.09.2019.
16. Першин О. А. Застосування методу спадного вантажу для визначення моменту інерції двигуна постійного струму / О. А. Першин, В. П. Шайда // XIII Міжнародна науково-практична конференція магістрантів та аспірантів «Теоретичні та практичні дослідження молодих науковців» (19–22 листопада 2019 року): матеріали конференції / за ред. проф. Є. І. Сокола. – Харків : НТУ «ХПІ», 2019. – С. 254–255.
17. Гольдберг О. Д. Проектирование электрических машин : учебник / О. Д. Гольдберг, Я. С. Гурин, И. С. Свириденко ; под ред. О. Д. Гольдберга. – 2-е изд., перераб. – М. : Высшая школа, 2001. – 430 с.
7. Gol'dberg O. D. *Ispytaniya elektricheskikh mashin: uchebnik* [Testing Electric Machines]. Moskva, Vysshaya shkola Publ, 2000, 255 p.
8. Seferyan A. E., Nesterov A. V. Analiz i razrabotka izmeritel'noy ustanovki dlya opredeleniya momenta inertsii tel vrashcheniya slozhnoy formy [Analysis and development of a measuring installation for determining the moment of inertia of bodies of revolution of complex shape]. *Tekhnicheskie nauki: teoriya i praktika: materialy Mezhdunar. nauch. konf. – Engineering: theory and practice: materials of the Intern. scientific conf.* (Chita, aprel' 2012). Chita. Molodoy uchenyy Publ, 2012, pp. 70–74.
9. Seferyan A. E., Topchiy A. Yu., Nesterov A. V. Beskontaktnaya parametricheskaya identifikatsiya vrashchayushchikhsya mashin [Non-contact parametric identification of rotating machines]. *Nauchno-tekhnicheskiiy vestnik informatsionnykh tekhnologiy, mekhaniki i optiki – Scientific and Technical Bulletin of Information Technologies, Mechanics and Optics.* 2011, no. (76), pp. 142–143.

References (transliterated)

1. Zelenov A. B. *Teoriya elektropriyvoda. Metodyka proektuvannya elektropriyvodiv : pidruchnyk* [Electric drive theory. Methods of designing electric drives]. Donbas. derzh. tekhn. un-t. Luhans'k, Noulidzh Publ, 2010, 670 p.
2. Kolb Ant. A., Kolb A. A. *Teoriya elektropriyvodu: navchal'nyy posibnyk* [Electric drive theory]. Dnieper, Natsional'nyy hirnychyy universytet Publ, 2006, 511 p.
3. Orlovskiy I. A. Identifikatsiya momenta inertsii i momenta soprotivleniya v elektropriyvode postoyannogo toka [Identification of the moment of inertia and the moment of resistance in a DC drive]. *Radioelektronika. Informatsiya. Upravlinnya.* 2005, no. 1, pp. 140–144.
4. Stel'mashchuk S. V. Opredelenie momenta inertsii elektropriyvoda po krivoy razgona metodom Simoyu [Determination of the moment of inertia of the electric drive by the acceleration curve by the Simoy method]. *Izvestiya Tomskogo politekhnicheskogo universiteta – Proceedings of Tomsk Polytechnic University.* 2015, Vol. 326, no. 6, pp. 103–113.
5. Rubanov V. G., Bushuev D. A., Parashchuk E. M., Trikula A. K. Identifikatsiya momenta inertsii yakorya dvigatelya postoyannogo toka i nagruzki v eksperimental'noy vibratsionnoy ustanovke dlya issledovaniya khaoticheskoy dinamiki [Identification of the moment of inertia of the armature of a DC motor and load in an experimental vibrating installation for studying chaotic dynamics]. *Izvestiya Yugo-Zapadnogo gosudarstvennogo universiteta – Proceedings of Southwestern State University.* 2019, no. 23(2), pp. 97–108. doi: 10.21869/2223-1560-2019-23-2-97-108.
6. Alekseev A. S., Zamyatin S. V., Plotnikov D. A. Opredelenie momenta inertsii elektropriyvoda po vremennym kharakteristikam [Determination of the moment of inertia of the electric drive by time characteristics]. *Izvestiya Tomskogo politekhnicheskogo universiteta – Proceedings of Tomsk Polytechnic University.* 2009, Vol. 314, no. 5, pp. 65–69.
10. Egorov, A. V. & Kozlov, K. E. & Belogusev, B. N. (2016). Experimental identification of the electric motor moment of inertia and its efficiency using the additional inertia. *ARPN Journal of Engineering and Applied Sciences.* No.11. pp. 10582–10588.
11. Adewusi, Surajudeen. (2016). Modeling and Parameter Identification of a DC Motor Using Constraint Optimization Technique. *IOSR Journal of Mechanical and Civil Engineering (IOSR-JMCE).* No. 13. pp. 46–56. doi: 10.9790/1684-1306024656.
12. Bature, Amir & Abdullahi, Auwalu. (2013). Identification and Real Time Control of a DC Motor. *IOSR Journal of Electrical and Electronics Engineering.* No. 7. pp. 54–58. doi: 10.9790/1676-0745458.
13. Limonov L. G. Pokazately dinamicnosti elektrodvigateley postoyannogo toka [Dynamic performance of DC motors] *Elektrotekhnicheskiiy i komp'yuternyye sistemy.* 2013, no. 11(87). pp. 17–21.
14. Pakhomov A. N., Lazovskiy N. F. *Elektricheskiiy privod: ucheb. posobie po laboratornomu praktikumu* [Electric drive]. Krasnoyarsk, IPTs PI SFU Publ, 2008, 83 p.
15. Produktsiya: Elektrodyvuhnyu postiyonoho strumu typiv 4PNZh200S, 4PNZh200M (Ofitsiyyny sayt AT «Elektromashyna»). Available at: <http://www.electromashina.com.ua/>. (accessed 15.09.2019).
16. Pershin O. A., Shayda V. P. Zastosuvannya metody spadnoho vantzhu dlya vyznachennya momentu inertsiiy dvyhuna postiyonoho strumu [Application of the method of falling load to determine the moment of inertia of the motor of a constant village] *XIII Mizhnarodna naukovopraktychna konferentsiya mahistrantiv ta aspirantiv «Teoretychni ta praktychni doslidzhennya molodykh naukovtsiv» (19–22 lystopada 2019): materialy konferentsiyi / za red. prof. Ye. I. Sokola.* Kharkiv, NTU «KhPI» Publ, 2019, pp. 254–255.
17. Gol'dberg O. D., Gurin Ya. S., Sviridenko I. S. *Proektirovaniye elektricheskikh mashin : uchebnik* [Electrical Machine Design]. pod red. O. D. Gol'dberga. Moskva, Vysshaya shkola Publ, 2001, 420 p.

Надійшла (received) 15.02.2020

Бібліографічні описи / Библиографические описания / Bibliographic descriptions

Шайда В. П. Експериментальне порівняння методів ідентифікації моменту інерції якоря двигуна постійного струму / В. П. Шайда, О. Ю. Юр'єва // Вісник Національного технічного університету «ХПІ». Серія: «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії». – 2020. – № 3 (1357). – С. 106-111. – doi:10.20998/2409-9295.2020.3.18.

Шайда В. П. Экспериментальное сравнение методов определения момента инерции якоря двигателя постоянного тока / В. П. Шайда, Е. Ю. Юрьева // Вісник Національного технічного університету «ХПІ». Серія: «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії». – 2020. – № 3 (1357). – С. 106-111. – doi:10.20998/2409-9295.2020.3.18.

Shayda V. P. Experimental comparison of methods for determining the moment of inertia of the armature of a DC motor / V. P. Shayda, O. Yu. Yur'eva // Bulletin of NTU "KhPI". Series: "Electric machines and electromechanical energy conversion." – 2020. – No. 3 (1357). – P. 106-111. – doi:10.20998/2409-9295.2020.3.18.

Відомості про авторів / Сведения об авторах / About the Authors

Шайда Віктор Петрович (Шайда Виктор Петрович, Shaida Viktor Petrovich) – кандидат технічних наук, доцент, Національний технічний університет «Харківський політехнічний інститут», доцент кафедри електричних машин, ORCID: 0000-0002-4281-5545, тел. (057)707-68-44, e-mail: viktor-shayda@ukr.net.

Юр'єва Олена Юр'ївна (Юрьева Елена Юрьевна, Yur'eva Olena Yuriyivna) – кандидат технічних наук, доцент, Національний технічний університет «Харківський політехнічний інститут», доцент кафедри електричних машин, ORCID: 0000-0002-4156-8087, тел. (057)707-68-44, e-mail: ele6780@gmail.com.

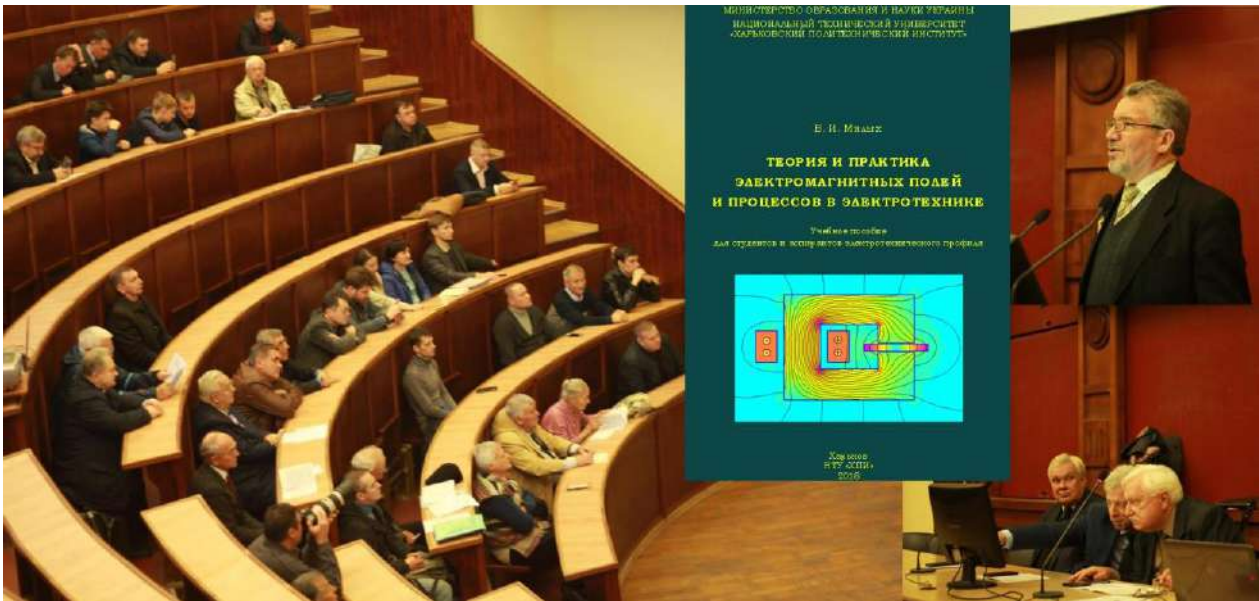
ЗМІСТ

Мілих В. І., Шилкова Л. В. Експериментальне дослідження фізичної моделі трифазного індуктора магнітного поля в робочому режимі при обробці сипучого матеріалу	3
Болюх В. Ф., Шукин И. С. Влияние формы импульса возбуждения на силовые и скоростные показатели линейных ударных электромеханических преобразователей индукционного и электродинамического типов	8
Циганов О. М. Залежність показників трифазних трансформаторів і реакторів від заповнення сталлю кругових і восьмигранних контурів стрижнів планарних шихтованих магнітопроводів Влияние формы импульса возбуждения на силовые и скоростные	15
Чемерис В. Т., Бородій І. О. Вплив скінченної швидкості проникнення поля в осердя на лінійність функції передачі імпульсних трансформаторів	24
Самонов С. Ф., Рак О. М., Глазева О. В. Підвищення ефективності та надійності комбінованих суднових пропульсивних установок	29
Вишневський Л. В., Войтецький І. Є., Войтецька Т. О. Модельно-орієнтована система підтримки прийняття рішень для підвищення безаварійності судової електроенергетичної установки	36
Білий Л. А., Поліщук О. С., Лісевич С. П., Поліщук А. О. Ферорезонансні режими роботи синхронних машин	41
Черніков П. С., Яровенко В. О., Зарицька О. І. Вплив законів управління частотнорегульованими гребними електродвигунами на маневрені характеристики електроходів	45
Васьковський Ю. М., Пода М. В. Оцінка енергетичної ефективності систем рекуперації енергії механічних коливань транспортних засобів	52
Мглинець Є. В., Мандровський М. Ю., Чекарамій М. Ф., Юр'єва О. Ю. Метод діагностування дефектів у розвитку в міжполюсних перемицках при експлуатації синхронних двигунів	56
Шинкаренко В. Ф., Котлярова В. В., Красовський П. О., Місан Н. А. Принципи структуроутворення просторово адаптивних електромеханічних систем зі змінною структурою і геометрією активної зони	62
Чемерис В. Т., Бородій І. А. Оценка эффективности электромагнитных экранов для компенсации потоков пазового рассеяния в импульсном электромашинном генераторе	71
Заблодський М. М., Ковальчук С. І. Еталонна модель адаптивної системи керування лінійним двигуном	78
Гребеников В. В., Гамалея Р. В., Попков В. С., Соколовский А. Н., Богаенко Н. В. Электрическая машина с двухсторонним статором, осевым магнитным потоком, постоянными магнитами и многослойными печатными обмотками	84
Мілих В. І., Ревуженко С. А. Порівняльний аналіз електромагнітних параметрів та силових взаємодій в крупному турбогенераторі в режимі несиметричного навантаження	91
Мазуренко Л. І., Шихненко М. О., Джура О. В., Білик О. А. Дослідження стартерного режиму вентильно-індукторного стартер-генератора	97
Єгоров А. В., Масленников А. М., Дунев О. О., Бредун Р. В. Аналіз магнітного кола в генераторі з поперечним магнітним потоком в режимі неробочого ходу	101
Шайда В. П., Юр'єва О. Ю. Експериментальне порівняння методів ідентифікації моменту інерції якоря двигуна постійного струму	106

Content

Milykh V. I., Shilkova L. V. Experimental research of the physical model of the magnetic field inductor in the working mode	3
Bolyukh V. F., Shchukin I. S. Influence of the shape of the excitation pulse on the power and speed indicators of linear shock electromechanical converters of induction and electrodynamic types	8
Tsyganov A. N. Dependence of the three-phase transformers and reactors indicators from the steel filling of the circular and eight-plane contours of the rod of planar mixed magnetic wires	15
Chemerys V. T., Borodiy I. O. Influence of the finite speed of the field penetration into the core on the linearity of transmission function for the pulsed transformers	24
Samonov S. F., Rak A. N., Glazeva O. V. Improving the efficiency and reliability of combined ship propulsions	29
Vishnevskiy L. V., Voytetskiy I. E., Voytetskaya T. A. Model-oriented decision-making support system for the safe operation of the ship electric power plant improvement	36
Bilyj L. A., Polishchuk O. S., Lisevych S. P., Polishchuk A. O. Ferroresonance modes of operation of synchronous machines	41
Chernikov P. S., Yarovenko V. A., Zaritskaya E. I. The influence of control laws of frequency-regulated electric motors on electric ships' maneuvering characteristics	45
Vaskovksy Yu., Poda M. V. Energy efficiency assessment for energy recovery systems of mechanical vibrations of vehicles	52
Mglinets E. V., Mandrovsky M. Yu., Chekaramit N. F., Yurieva O. Yu. Diagnostics method of developing defects in inter-pole connectors during operation of synchronous motors	56
Shynkarenko V. F., Kotliarova V. V., Krasovskiy P. O., Misan N. A. Principles of structural construction of spatially adaptive electromechanical systems with variable structure and geometry of the active surface	62
Chemerys V. T., Borodiy I. O. Estimation of the electromagnetic screens efficiency for the compensation of slot leakage fluxes in the pulsed electromechanical generator	71
Zablodskiy N. N., Kovalchuk S. I. Model Reference Adaptive Control for linear motor	78
Grebenikov V. V., Gamaliia R. V., Popkov V. S., Sokolovsky A. N., Bogaenko N. V. The electric machine with two-sided stator, axial magnetic flux, permanent magnets and multilayered printing windings	84
Milykh V. I., Revuzhenko S. A. Comparative analysis of electromagnetic parameters and power interactions in a large turbogenerator in asymmetric load mode	91
Mazurenko L. I., Shykhnenko M. O., Dzhura O. V., Bilyk O. A. The research of the switched reluctance starter-generator in starter mode	97
Yehorov A. V., Masliennikov A. M., Duniev O. O., Bredun R. V. The magnetic circuit analysis of the transverse magnetic flux generator in no-load mode	101
Shayda V. P., Yurieva O. Yu. Experimental comparison of methods for determining the moment of inertia of the armature of a DC motor	106

МІЖНАРОДНИЙ СИМПОЗІУМ – СИЕМА'2019
ПРОБЛЕМИ ЕЛЕКТРОЕНЕРГЕТИКИ, ЕЛЕКТРОТЕХНІКИ ТА ЕЛЕКТРОМЕХАНІКИ
Пленарне засідання – презентація навчального посібника



СЕКЦІЯ «ПРОБЛЕМИ ТЕОРІЇ І ПРАКТИКИ ЕЛЕКТРИЧНИХ МАШИН»



Доповіді на секції симпозіуму SIEMA'2019

ПРОБЛЕМИ ТЕОРІЇ І ПРАКТИКИ ЕЛЕКТРИЧНИХ МАШИН

1. **Гребеніков В. В., Гамалія Р. В.** (ІЕД НАН України, Київ) Порівняльний аналіз двох генераторів з постійними магнітами для вітроустановок: низькошвидкісного з зовнішнім ротором; високошвидкісного з магнітним редуктором.
2. **Яровенко В. О., Черніков П. С.** (ОНМУ, Одеса) Оптимальне управління гребними електродвигунами електроходів при маневруванні на криволінійній траєкторії.
3. **Мілих В. І., Ревуженко С. А.** (НТУ "ХПІ", Харків) Чисельно-польовий аналіз впливу аксіальних вентиляційних каналів в осерді статора турбогенератора на магнітні втрати.
4. **Болюх В. Ф., Кашанський Ю. В., Щукін І. С., Щукіна Л. П.** (НТУ "ХПІ", Харків) Електромеханічні процеси в ударному електромагнітно-індукційному пресі для керамічних порошків.
5. **Василів К. М., Мазуренко Л. І.** (НУ "Львівська політехніка") Математична модель системи асинхронних двигунів головних циркуляційних pomp ядерного реактора ВВЕР-1000 АЕС.
6. **Мілих В. І., Шилкова Л. В.** (НТУ "ХПІ", Харків) Аналіз впливу скорочення обмотки статора трифазного індуктора магнітного поля на його електромагнітні параметри.
7. **Яровенко В. О., Зарицька О. І.** (ОНМУ, Одеса) Метод оцінки маневрених властивостей електроходів на початкових етапах проєктування їх гребних електричних установок.
8. **Дзеніс С. Є., Шайда В. П., Юр'єва О. Ю.** (НТУ "ХПІ", Харків) Експериментальне визначення механічних втрат двигунів постійного струму середньої потужності.
9. **Юхимчук В. Д., Дунєв О. О., Масленников А. М., Єгоров А. В.** (НТУ "ХПІ", Харків) Дослідження впливу додаткових осердь статора та ротора на ЕРС та обертальний момент електричної машини з поперечним магнітним полем.
10. **Воронін Ю. В.** (АТ "Електромашина", Харків) Створення вібростійкого полімерного вентилятора охолодження двигуна постійного струму для бурової установки.
11. **Прус В. В.** (КрНУ ім. Михайла Остроградського, Кременчук) Прогнозування зміни експлуатаційних параметрів та характеристик електричних машин із тривалим напрацюванням на відмову.
12. **Гамалія Р. В., Гребеніков В. В.** (ІЕД НАН України, Київ) Дослідження впливу конфігурації магнітної системи на моментні характеристики магнітного редуктора.
13. **Масленников А. М., Єгоров А. В., Юр'єва О. Ю.** (НТУ "ХПІ", Харків) Дослідження теплового стану тягового асинхронного двигуна АД927 для приводу трамвая.
14. **Галайко Л. П.** (НТУ "ХПІ", Харків) Аналіз способів забезпечення режиму сталості потужності для вентиляційно-індукторного двигуна рудничного електровозу.
15. **Шевченко В. В., Потоцький Д. В., Петренко М. Я.** (НТУ "ХПІ", Харків) Вибір виду системи збудження АСТГ з урахуванням зміни характеру навантажень.
16. **Василевський В. В.** (НУ "Запорізька політехніка", Запоріжжя) Застосування нейронних мереж для прогнозування вологості ізоляції силових маслонаповнених трансформаторів.

НАУКОВЕ ВИДАННЯ

**ВІСНИК НАЦІОНАЛЬНОГО ТЕХНІЧНОГО УНІВЕРСИТЕТУ «ХП».
СЕРІЯ: ЕЛЕКТРИЧНІ МАШИНИ ТА ЕЛЕКТРОМЕХАНІЧНЕ
ПЕРЕТВОРЕННЯ ЕНЕРГІЇ**

Збірник наукових праць

№ 3 (1357) 2020

Науковий редактор: Мілих В. І., д-р техн. наук, професор, НТУ «ХП», Україна
Технічний редактор: Масленніков А. М., канд. техн. наук, доцент, НТУ «ХП», Україна

Відповідальний за випуск Шайда В.П., канд. техн. наук, доцент

АДРЕСА РЕДКОЛЕГІЇ: 61002, м. Харків, вул. Кирпичова, 2, НТУ «ХП».
Кафедра електричних машин
Тел.: (057) 707-65-14, (057) 707-68-44; e-mail: mvikemkpi@gmail.com

Обл.-вид. № 3-20.

Підп. до друку 18.02.2020 р. Формат 60×84 1/8. Папір офсетний.
Друк офсетний. Гарнітура Таймс. Умов. друк. арк. 13,49. Облік.-вид. арк. 12.
Тираж 100 пр. Зам. № 20. Ціна договірна.

Видавничий центр НТУ «ХП». Свідоцтво про державну реєстрацію
суб'єкта видавничої справи ДК № 5478 від 21.08.2017 р.
61002, м. Харків, вул. Кирпичова, 2

Виготовлювач: ФОП Панов А. М.
Свідоцтво серії ДК №4847 від 06.05.2015 р.
м. Харків, вул. Жон Мироносиць, 10, оф. 6
тел.+38(057)714-06-74, +38(050) 976-32-87
copy@vlavke.com.ua, <http://vlavke.com.ua>



Масленніков Андрій Михайлович



Мглинець Євген В'ячеславович



Міліх Володимир Іванович



Місан Назар Андрійович



Пода Михайло Валерійович



Поліщук Андрій Олегович



Поліщук Олег Степанович



Попков Володимир Сергійович



Рак Олександр Миколайович



Ревуженко Світлана Афанасіївна



Соколовський Олександр Миколайович



Самонов Сергій Федорович



Electrical machines
NTU "KPI"



Циганов Олександр Миколайович



Чекараміт Микола Федорович



Чемерис Володимир Терентійович



Черніков Павло Сергійович



Шайда Віктор Петрович



Шилкова Лариса Василівна



Шинкаренко Василь Федорович



Шихненко Максим Олегович



Щукін Ігор Сергійович



ХАРКІВСЬКИЙ ПОЛІТЕХНІЧНИЙ ІНСТИТУТ
1885
НТУ



Юр'єва Олена Юріївна



Яровенко Володимир Олексійович

Автори статей

Вісник НТУ «ХП» 2020, № 3 (1357)

Серія: "Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії"

МАТЕРІАЛИ ПРИЙМАЮТЬСЯ ЗА АДРЕСОЮ:
КАФЕДРА «ЕЛЕКТРИЧНІ МАШИНИ» НТУ «ХПІ»,
ВУЛ. КИРПИЧОВА, 2, М. ХАРКІВ, 61002, УКРАЇНА

ЕЛЕКТРОННІ ВАРІАНТИ МАТЕРІАЛІВ ПО Е-MAIL: elmaepe.visn.khpi@gmail.com

ЛИСТУВАННЯ ПО Е-MAIL: mvikemkpi@gmail.com
ele6780@gmail.com

ДОВІДКИ ЗА ТЕЛЕФОНАМИ: (057) 707-65-14 МІЛИХ ВОЛОДИМИР ІВАНОВИЧ
(057) 707-68-44 ЮР'ЄВА ОЛЕНА ЮРІЇВНА

ВИМОГИ ДО ОФОРМЛЕННЯ СТАТЕЙ РОЗМІЩЕНІ НА САЙТІ НТУ «ХПІ» -
КАФЕДРА «ЕЛЕКТРИЧНІ МАШИНИ» - РОЗДІЛ «НАУКОВА ДІЯЛЬНІСТЬ»
[HTTP://WEB.KPI.KHARKOV.UA/ELMASH/](http://web.kpi.kharkov.ua/elmash/)
[HTTP://emepe.khpi.edu.ua](http://emepe.khpi.edu.ua)