



ISSN 1727-9895

Праці **Інституту електродинаміки** **Національної академії наук** **України**

Збірник наукових праць

Випуск
57

Київ
2020

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

ПРАЦІ

Інституту електродинаміки Національної академії наук України

Збірник наукових праць

Виходить тричі на рік

Засновано у 1999 році

**Випуск
57**

Київ
2020

ПРАЦІ ІНСТИТУТУ ЕЛЕКТРОДИНАМІКИ НАН УКРАЇНИ

Редакційна колегія*:

Шаповал І.А.	головний редактор, докт. техн. наук
Кириленко О.В.	академік НАН України
Стогній Б.С.	академік НАН України
Шидловський А.К.	академік НАН України
Волков І.В.	член-кор. НАН України
Жаркін А.Ф.	член-кор. НАН України
Кондратенко І.П.	член-кор. НАН України
Кузнецов В.Г.	член-кор. НАН України
Михальський В.М.	член-кор. НАН України
Шидловська Н.А.	член-кор. НАН України
Щерба А.А.	член-кор. НАН України
Буткевич О.Ф.	докт. техн. наук
Васецький Ю.М.	докт. техн. наук
Кенсицький О.Г.	докт. техн. наук
Липківський К.О.	докт. техн. наук
Мислович М.В.	докт. техн. наук
Новік А.І.	докт. техн. наук
Петухов І.С.	докт. техн. наук

Editorial board*:

I.A. Shapoval	Editor-In-Chief, Doctor of engineering sciences
O.V. Kyrylenko	Academician of the NAS of Ukraine
B.S. Stognii	Academician of the NAS of Ukraine
A.K. Shydlovskiy	Academician of the NAS of Ukraine
I.V. Volkov	Corresponding Member of the NAS of Ukraine
A.F. Zharkin	Corresponding Member of the NAS of Ukraine
I.P. Kondratenko	Corresponding Member of the NAS of Ukraine
V.G. Kuznetsov	Corresponding Member of the NAS of Ukraine
V.M. Myhalskyi	Corresponding Member of the NAS of Ukraine
N.A. Shydlovska	Corresponding Member of the NAS of Ukraine
A.A. Shcherba	Corresponding Member of the NAS of Ukraine
O.F. Butkevych	Doctor of engineering sciences
Yu.M. Vasetskyi	Doctor of engineering sciences
O.G. Kensytskyi	Doctor of engineering sciences
K.O. Lypkivskiy	Doctor of engineering sciences
M.V. Myslovych	Doctor of engineering sciences
A.I. Novik	Doctor of engineering sciences
I.C. Petuhov	Doctor of engineering sciences

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

International editorial board:

V.F. Reztsov, Corresponding member of the NAS of Ukraine, Institute of Renewable Energy of the NAS of Ukraine, Kyiv
V.Yu. Rozov, Corresponding member of the NAS of Ukraine, the Science and Technology Center of Magnetism of Technical Objects, Kharkiv
V.S. Maliar, Doctor of engineering sciences, Lviv Polytechnic National University, Lviv
V.V. Rymsha, Doctor of engineering sciences, National Polytechnic University, Odessa
Bendahmane Boukhalfa, Doctor of Engineering Sciences, University of Béjaïa, Algeria
M. Pavlik, Member of NAS Ukraine, Technical University of Lodz, Poland
Yu.R. Plotkin, Doctor of Engineering Sciences, Berlin School of Economics and Law

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

- загальнодержавному депозитарії «Наукова періодика України»;
- загальнодержавній базі даних «Україніка наукова» (реферативний журнал «Джерело»);
- науковій електронній бібліотеці періодичних видань НАН України (NA SPLIB) (<http://www.dspace.nbu.gov.ua/>);
- базі РІНЦ Наукової електронної бібліотеки, Росія;
- Реферативному журналі, Росія.

У збірнику здійснюються експертне рецензування та наукове редагування статей.

*Друкується за постановою Вченої ради
Інституту електродинаміки Національної академії наук України.
Протокол № 9 від 26 листопада 2020 року*

Зареєстровано 07.02.2002. Свідоцтво: серія КВ, № 5843.

Засновник та видавець: Інститут електродинаміки НАН України
Україна, 03057, м. Київ-57, пр. Перемоги, 56

Адреса редакції:

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

Праці
Інституту електродинаміки
Національної академії наук України

Випуск 57

2020 р.

DOI: <https://doi.org/10.15407/publishing2020.57>

ЗМІСТ

ЕЛЕКТРОЕНЕРГЕТИЧНІ СИСТЕМИ ТА РИНКИ ЕЛЕКТРОЕНЕРГІЇ

Безручко В.М., Буйний Р.О., Зорін В.В., Квицинський А.О.

Економічно обґрунтована густина струму для кабелів напругою 10–35 кВ, що з'єднують потужні вітроенергетичні установки.....5

Щерба А.А., Подольцев О.Д., Кучерява І.М.

Система дистанційного моніторингу стану високовольтної кабельної лінії.....10

Кучанський В.В., Малахатка Д.О.

Оцінювання впливу несиметрії лінії електропередавання надвисокої напруги на визначення параметрів компенсаційного реактора.....15

Блінов І.В., Парус Є.В., Мірошник В.О.

Оцінка вартості похибки прогнозу обсягів відпуску електричної енергії балансувальної групи виробників за «зеленим» тарифом.....26

Клен К.С., Яременко М.К., Жуйков В.Я.

Вплив похибки прогнозування швидкості вітру на величину зони керованої роботи накопичувача в системі з вітрогенератором.....35

НАПІВПРОВІДНИКОВІ ПЕРЕТВОРЮВАЧІ

Волков І.В., Голубєв В.В., Зозульов В.І.

Способи підвищення ККД і покращення основних характеристик DC/DC перетворювачів із поздовжнім ключем.....42

Руденко Ю.В.

Використання методу усереднення для аналізу перетворювачів постійної напруги за умови переривчастих струмів в індуктивних елементах.....55

ЕЛЕКТРИЧНІ МАШИНИ ТА АПАРАТИ

Кучинський К.А., Крамарський В.А., Хвалін Д.І., Мистецький В.А.

Дослідження фізичних процесів у торцевій зоні турбогенератора при механічних ушкодженнях кріплення осердя статора.....65

Akinin K.P., Kireyev V.G., Petukhov I.S., Filomenko A.A., Mihailik E.M.

Frequency characteristics of brushless magnetoelectric motors of return-rotary motion.....73

ВИМІРЮВАННЯ ТА ДІАГНОСТИКА В ЕЛЕКТРОЕНЕРГЕТИЦІ

Березниченко В.О., Зайцев Є.О.

Безконтактний ємнісний сенсор системи контролю параметрів биття валів потужних електричних машин.....81

CONTENTS

ELECTRIC POWER SYSTEMS AND ELECTRICITY MARKETS

Bezruchko V.M., Buinyi R.O., Zorin V.V., Kvytsynskiy A.O.

Economically justified current density for 10-35 kV cables, which connect powerful wind generators5

Shcherba A.A., Podoltsev A.D., Kucheriava I.M.

System for remote monitoring of high-voltage cable line state10

Kuchanskyy V.V., Malakhatka D.O.

Influence estimation of asymmetry extra high voltage transmission line on determination of compensating reactor parameters15

Blinov I.V., Parus E.V., Miroshnyk V.O.

Estimation of the cost of the electricity supply forecast error for the "green" tariff producers balance group 26

Klen K.S., Yaremenko M.K., Zhuykov V.Ya.

The influence of the wind speed prediction error on the size of the storage controlled operation zone in the system with the wind generator35

SEMICONDUCTOR CONVERTERS

Volkov I. V., Golubev V. V., Zozulev V. I.

Methods of increasing efficiency and improving the main parameters of DC/DC converters with a longitudinal switc42

Yu.V.Rudenko

Application of the average method for analysis of dc voltage converters with interrupted currents in inductive elements55

ELECTRICAL MACHINES AND APPARATUS

Kuchynskiy K.A., Kramarsky V.A., Hvalin D.I., Mystetskiy V.A.

Study of physical processes in a turbogenerator end zone at the mechanical damages of stator core fastening65

Akinin K.P., Kireyev V.G., Petukhov I.S., Filomenko A.A., Mihailik E.M.

Frequency characteristics of brushless magnetolectric motors of return-rotary motion73

MEASUREMENT AND DIAGNOSTICS IN THE ELECTRIC POWER ENGINEERING

Bereznychenko V.O., Zaitsev I.O.

Contactless capacitive sensor of the system for monitoring the parameters of the beating of the powerful electrical machines shafts81

Відповідальний секретар С.В. Гаврилук

Редактор Ю.В. Морозова-Леонова

Підписано до друку 08.12.20. Формат 60×84/8. Папір офс. Офс. друк. Ум.друк. арк. 8,6. Наклад 100 прим. Зам. 44.

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

ЕЛЕКТРОЕНЕРГЕТИЧНІ СИСТЕМИ ТА РИНКИ ЕЛЕКТРОЕНЕРГІЇ

УДК 621.316

DOI: <https://doi.org/10.15407/publishing2020.57.005>

ЕКОНОМІЧНО ОБҐРУНТОВАНА ГУСТИНА СТРУМУ ДЛЯ КАБЕЛІВ НАПРУГОЮ 10–35 кВ, ЩО З'ЄДНУЮТЬ ПОТУЖНІ ВІТРОЕНЕРГЕТИЧНІ УСТАНОВКИ

В.М. Безручко^{1*}, канд. техн. наук, **Р.О. Буйний**^{1**}, канд. техн. наук, **В.В. Зорін**², докт. техн. наук, **А.О. Квицинський**³, канд. техн. наук

¹Чернігівський національний технологічний університет,
вул. Шевченка, 95, Чернігів, 14035, Україна,
e-mail: slavajm@meta.ua

²Інститут енергозбереження та енергоменеджменту НТУУ «КПІ ім. І. Сікорського»,
вул. Борщагівська, 115, Київ, 03056, Україна,

³НПЦР ОЕС України НЕК «Укренерго»,
вул. Дорогожицька, 11/8, Київ, 04112, Україна

Для з'єднання потужних вітроенергетичних установок 1,5–5,5 МВт застосовуються кабельні лінії електропередавання напругою 10–35 кВ. Через високу вартість «зеленої» електричної енергії втрати в кабельних лініях електростанції можуть бути надто дорогими, тому під час проектування необхідно вибирати такі перерізи жил кабелів, які забезпечать мінімум витрат інвестора за весь термін спорудження та експлуатації вітрової електростанції. Отримана аналітична залежність, яка дає змогу розрахувати економічно обґрунтовану густину струму для жил таких кабелів на напругу 10, 20 та 35 кВ за будь-якого тарифу на електричну енергію та тривалості максимальної генерації електростанції. Розрахована економічна густина струму для кабелів електричної мережі вітроелектростанцій за чинного «зеленого» тарифу та тарифу, що буде введено в Україні з 01.01.2025, за різної тривалості максимальної генерації за рік. Встановлено, що перерізи жил кабелів, які вибираються за чинними вимогами нормативних документів, будуть у 2–3 рази меншими, ніж вибрані за отриманою величиною економічної густини струму. Наведені в статті величини економічної густини струму дають змогу вибирати раціональні перерізи кабелів під час проектування мереж вітрових електростанцій. Бібл. 4, рис. 2, табл.

Ключові слова: кабельна лінія, вітрові електростанції, економічна густина струму.

Вступ. Останні декілька років в Україні спостерігається інтенсивне введення в експлуатацію нетрадиційних поновлюваних джерел енергії, що обумовлено так званим «зеленим» тарифом. Найбільш привабливими майже для всіх областей України є фотоелектричні електростанції, а для південних областей також і вітрові електростанції (ВЕС) з одиничною потужністю вітрогенераторів 1,5–5,5 МВт. Для з'єднання таких вітрогенераторів застосовуються кабельні лінії (КЛ) напругою 10–35 кВ. Нині чинними нормами передбачається вибір перерізів жил КЛ за нагріванням. Через високу вартість «зеленої» енергії втрати в КЛ ВЕС можуть бути надто дорогими. Розрахунки перерізів жил КЛ реальних ВЕС за чинними нормативами дають змогу вибрати найменші величини, які забезпечать мінімальні витрати інвестора за весь термін спорудження та експлуатації.

Під час вибору перерізів жил КЛ до 2012 року в Україні діяли «економічні густини струмів» (ПУЕ-1986), які забезпечували вищезазначені умови за «старих» тарифів. Оскільки за останні десятиліття суттєво змінилася структура тарифів та вартісні показники кабельно-провідникової продукції, то зазначені в ПУЕ-1986 норми густин струму для КЛ не відповідали дійсності й не ввійшли до нової редакції ПУЕ. Тому нині гостро стоїть проблема вибору перерізу жил КЛ з урахуванням сучасних економічних чинників.

Мета статті. Розрахунок економічно обґрунтованої густини струму для вибору перерізів жил КЛ, які з'єднують потужні вітроенергетичні установки (ВЕУ) на напругах 10–35 кВ.

Основні матеріали дослідження.

Для отримання величини економічно обґрунтованої густини струму для кабелів використовується метод приведених витрат. Застосування цього методу в умовах ринкової економіки не забороняється чинними нормативними документами [1], оскільки спорудження КЛ здебільшого здійснюється за час, що не перевищує одного року. Згідно з цим методом затрати на передавання електричної енергії визначаються:

$$Z = E_n \cdot K + I, \quad (1)$$

де K – капітальні вкладення (інвестиції) у спорудження КЛ; I – щорічні витрати; E_n – нормативний коефіцієнт ефективності (прийнятий рівним 0,125).

Величина K для одного кілометра КЛ може бути отримана з регресійних залежностей виду:

$$C_{КЛ} = a_0 + a_1 \cdot F + a_2 \cdot F_{екр}, \quad (2)$$

де a_0, a_1, a_2 – коефіцієнти регресії, F – переріз жили кабелю; $F_{екр}$ – переріз екрана кабелю.

Такі залежності для кабелів з алюмінієвими жилами напругою 10, 20 та 35 кВ наведено в [2]. Вони дають змогу отримати результат у тис. \$/км.

Величина щорічних витрат містить амортизаційні відрахування I_a , витрати на експлуатацію $I_{експл}$ та вартість утраченої електроенергії $I_{\Delta W}$ і може бути розрахована за формулою:

$$I = I_a + I_{експл} + I_{\Delta W} = p_a \cdot K + p_{експ} \cdot K + C_0 \cdot \Delta W, \quad (3)$$

де $p_a, p_{експ}$ – норматив амортизаційних відрахувань та щорічних витрат на експлуатацію КЛ від вартості капіталовкладень. Згідно з [1] $p_a = 0,04$, а $p_{експ} = 0,01$ – для КЛ напругою 35 кВ та 0,018 – для КЛ 10–20 кВ; C_0 – тариф на електричну енергію; ΔW – втрати електричної енергії на ділянці КЛ.

Величина втрат електричної енергії на ділянці КЛ довжиною l кілометрів може бути отримана методом «тривалості максимальних втрат» [3]:

$$\Delta W = 3 \cdot I_{\max}^2 \cdot \rho / F \cdot l \cdot \tau, \quad (4)$$

де I_{\max} – струм, що протікає через ділянку КЛ із перерізом F у режимі максимальних навантажень; ρ – питомий опір матеріалу жили кабелю; τ – тривалість максимальних втрат, яка залежить від тривалості використання максимального навантаження (у нашому випадку генерації) T_{\max} :

$$\tau \approx (0,124 + T_{\max} / 10^4)^2 \cdot 8760. \quad (5)$$

З формул (3)–(5) видно, що величина щорічних витрат (як і величина капіталовкладень) є функцією від перерізу, тобто $I = f(F)$.

Підставляючи у формулу (1) формули (2)–(5), можна отримати:

$$Z = (E_n + p_a + p_{експ}) \cdot (a_0 + a_1 \cdot F + a_2 \cdot F_{екр}) \cdot l + C_0 \cdot 3 \cdot I_{\max}^2 \cdot \rho / F \cdot l \cdot \tau. \quad (6)$$

Для отримання такого перерізу F , за якого приведені затрати Z будуть мінімальними, необхідно знайти екстремум функції (6), розв'язавши рівняння $dZ/dF = 0$. У результаті отримаємо:

$$F = \sqrt{C_0 \cdot 3 \cdot I_{\max}^2 \cdot \rho \cdot \tau / ((E_n + p_a + p_{експ}) \cdot a_1)}. \quad (7)$$

Економічна густина струму може бути отримана з рівняння:

$$j_{ек} = I_{\max} / F. \quad (8)$$

Тобто отримуємо функцію

$$j_{ек} = \sqrt{\frac{(E_n + p_a + p_{експ}) \cdot a_1}{C_0 \cdot 3 \cdot \rho \cdot (0,124 + T_{max} / 10^4)^2 \cdot 8760}} \quad (9)$$

З рівняння (9) можна отримати величини економічних густин струму для жил КЛ, що з'єднують ВЕУ, водночас треба враховувати чинні тарифи на електричну енергію, яка вироблена такими ВЕУ. Починаючи з 01.01.2020 до 31.12.2024 року, цей тариф буде складати 9,05 євроцента/кВт·год, а з 01.01.2025 до 31.12.2029 року – 7,92 євроцента/кВт·год [4].

На рис. 1 зображено залежності виду $j_{ек} = f(T_{max})$ для кабелів напругою 10, 20 та 35 кВ за чинного тарифу на електричну енергію, яка вироблена потужними ВЕУ ($C_0 = 9,05$ євроцента/кВт·год). Як бачимо, за однакової тривалості максимальної генерації T_{max} зі збільшенням класу напруги КЛ економічна густина струму може бути збільшена: на 4,6 % – при переході з 10 кВ до 20 кВ; на 5,3 % – з 10 кВ до 35 кВ; на 0,7 % – з 20 кВ до 35 кВ, що викликано збільшенням коефіцієнту регресії a_1 та щорічних витрат на експлуатацію $p_{експ}$ КЛ вищого класу напруги.

Зі збільшенням тривалості максимальної генерації T_{max} економічна густина струму має бути зменшена, а переріз кабелю збільшений, що обумовлено необхідністю мінімізації технологічних витрат електричної енергії в КЛ за весь період її експлуатації.

На рис. 2 наведено залежності виду $j_{ек} = f(T_{max})$ для КЛ напругою 35 кВ за різних тарифів на електричну енергію, яка вироблена ВЕУ [4]. З рис. 2 видно, що починаючи з 2025 року, економічні густини струмів для КЛ, що з'єднують ВЕУ, можуть бути зменшені на 6,9 %.

Оскільки в рівнянні (9) присутня величина нормативного коефіцієнта ефективності E_n , який в умовах ринкової економіки повинен задаватися інвестором як величина, обернена до бажаного терміну окупності $T_{ок}$

$$E_n = 1 / T_{ок}, \quad (10)$$

було досліджено вплив цього коефіцієнта на величину економічної густини струму та встановлено, що за зміни $T_{ок}$ від 8 до 4 років величина $j_{ек}$ збільшується на 1,2 %, а за зміни $T_{ок}$ від 8 до 12 років $j_{ек}$ – зменшується на 0,4 %. Тобто зміна терміну окупності практично не впливає на величину економічної густини струму.

У таблиці 1 наведено усереднені величини економічних густин струму для жил КЛ 10–35 кВ за різних значень тривалості максимальної генерації ВЕУ T_{max} та тарифів на електричну енергію.

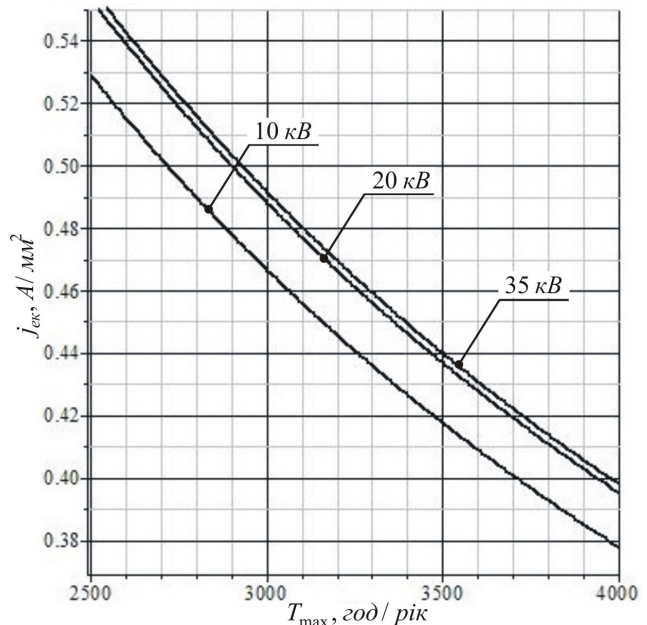


Рис. 1

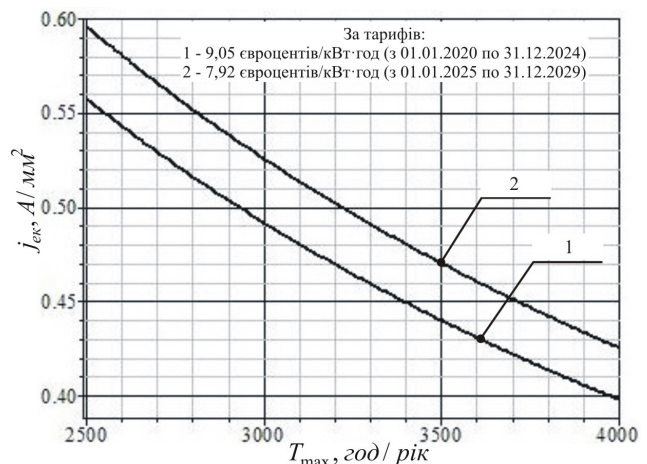


Рис. 2

Таблиця

Напруга КЛ, кВ	$j_{ек}$, А/мм ² для кількості годин максимальної генерації, год/рік							
	2500	3000	3500	4000	2500	3000	3500	4000
	для тарифу 9,05 євроцента/кВт·год				для тарифу 7,92 євроцента/кВт·год			
10	0,53	0,47	0,42	0,38	0,57	0,50	0,45	0,40
20-35	0,55	0,49	0,44	0,40	0,60	0,52	0,47	0,42

З формули (9) видно, що величина економічної густини струму є гіперболічною функцією від тривалості максимальної генерації. Проте з рис. 2 можна зробити висновок, що за зміни T_{max} від 2500 до 4000 год/рік, яка характерна для потужних ВЕУ, економічна густина струму змінюється майже лінійно. Тому під час розрахунку економічної густини струму за значень T_{max} , відмінних від наведених у таблиці, можна скористатися лінійною інтерполяцією.

Висновки.

1. Отримано аналітичну залежність для розрахунку економічних густин струму для жил КЛ на напругу 10–35 кВ, що з'єднують потужні ВЕУ. Побудовано графічні залежності виду $j_{ек} = f(T_{max})$ за діючого «зеленого» тарифу та тарифу, який буде діяти з 01.01.2025.

2. Розраховано економічні густини струму, які дають змогу вибрати раціональні перерізи кабелів на ділянках КЛ мережі ВЕС задля мінімізації витрат інвестора за весь термін її будівництва та експлуатації. Встановлено, що отримані перерізи будуть у 2–3 рази перевищувати перерізи, які вибрані за допустимим нагрівом відповідно до чинних нормативних документів.

3. Отримано економічні густини струмів, які запропоновано внести до ПУЕ та нормативних документів із проектування КЛ під час їхнього чергового перегляду.

1. ГКД 340.000.002-97. Визначення економічної ефективності капітальних вкладень в енергетику. Методика. Енергосистеми і електричні мережі. К.: Міненерго України, 1997. 53с.
2. Буйний, Р.О., Перепечений В.О., Зорін В.В. Регресійні залежності вартісних показників елементів електричних мереж напругою 10–35 кВ. *Вісник НТУ «ХП»*. Серія: *Нові рішення в сучасних технологіях*. 2017. № 7 (1229). С. 18–23. DOI: <https://doi.org/10.20998/2413-4295.2017.07.03>
3. СОУ-Н ЕЕ 40.1-00100227-96:2014. Методичні рекомендації з аналізу технологічних витрат електричної енергії та вибору заходів щодо їх зниження. К.: ДП «НЕК «Укренерго», 2014. 84с.
4. Величини "зелених" тарифів для електроенергії, виробленої з використанням альтернативних джерел енергії. НКРЕКП: URL: http://www.nerc.gov.ua/data/filearch/_elektro/taryfy_na_vidpusk-elektro.pdf (дата звернення: 05.12.2019)

УДК 621.316

ЭКОНОМИЧЕСКИ ОБОСНОВАННАЯ ПЛОТНОСТЬ ТОКА ДЛЯ КАБЕЛЕЙ НАПРЯЖЕНИЕМ 10–35 КВ, СОЕДИНЯЮЩИХ МОЩНЫЕ ВЕТРОЭНЕРГЕТИЧЕСКИЕ УСТАНОВКИ

В.М. Безручко¹, канд. техн. наук, Р.А. Буйный¹, канд. техн. наук, В.В. Зорин², докт. техн. наук, А.А. Квицинский³, канд. техн. наук

¹Черниговский национальный технологический университет,
ул. Шевченко, 95, Чернигов, 14035, Украина,
e-mail: slavajm@meta.ua,

²Институт энергосбережения и энергоменеджмента НТУУ «КПИ им. И. Сикорского»,
ул. Борщаговская, 115, Киев, 03056, Украина,

³НПЦР ОЭС Украины НЭК «Укрэнерго»,
ул. Дорогожицкая, 11/8, Киев, 04112, Украина

Для соединения мощных ветроэнергетических установок 1,5–5,5МВт применяются кабельные линии электропередачи напряжением 10–35 кВ. Из-за высокой стоимости «зеленой» электроэнергии потери в кабельных линиях электростанции могут быть слишком дорогими, поэтому во время проектирования необходимо выбирать такие сечения жил кабелей, которые обеспечат минимум затрат инвестора за весь срок эксплуатации и сооружения ветровой электростанции. Получена аналитическая зависимость, которая

позволяет рассчитать экономически обоснованную плотность тока для жил таких кабелей на напряжение 10, 20 и 35 кВ при любой величине тарифа на электрическую энергию и продолжительности максимальной генерации электростанции. Рассчитана экономическая плотность тока для кабелей электрической сети ветроэлектростанций при действующем «зеленом» тарифе и тарифе, который будет введен в Украине с 01.01.2025, при разной продолжительности максимальной генерации на протяжении года. Установлено, что сечения жил кабелей, которые выбраны по требованиям действующих нормативных документов, будут в 2–3 раза меньше, чем выбранные по величине экономической плотности тока. Приведенные в статье величины экономической плотности тока позволяют выбирать рациональные сечения кабелей при проектировании сетей ветровых электростанций. Библ. 4, рис. 2, табл.

Ключевые слова: кабельная линия, ветровые электростанции, экономическая плотность тока.

ECONOMICALLY JUSTIFIED CURRENT DENSITY FOR 10-35 kV CABLES, WHICH CONNECT POWERFUL WIND GENERATORS

V.M. Bezruchko¹, R.O. Buinyi¹, V.V. Zorin², A.O. Kvytsynskyi³

¹Chernihiv National University of Technology,
str. Shevchenka, 95, Chernihiv, 14035, Ukraine,
e-mail: slavajm@meta.ua,

²Institute for Energy Saving and Energy Management NTUU I. Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute,
str. Borshchagivska, 115, Kyiv, 03056, Ukraine,

³Research & design center for the development of the United Energy System of Ukraine PJSC NPC UKRENERGO,
str. Dorohozhytska, 11/8, Kyiv, 04111, Ukraine

At a wind power station, 10-35 kV cable transmission lines are used to connect powerful 1.5–5.5 MW wind turbines. Due to the high cost of “green” electricity, losses in the cable lines of a power station can be too expensive. Therefore, during the design process, it is necessary to choose such a cross-section of cable cores that will ensure the minimum costs to the investor for the entire operation of the wind power station. An analytical dependence is obtained, which makes it possible to calculate an economically justified current density for the cores of such cables for 10, 20, and 35 kV for any electric energy tariff and the duration of the maximum generation of the power station. The economically justified current density for the cables of the electric network of the wind power station is calculated for the current “green” tariff and the tariff that will be introduced in Ukraine from 01.01.2025, with different durations of maximum generation throughout the year. It was established that the cross-sections of cable cores that are selected according to the requirements of current regulatory documents will be 2-3 times smaller than those selected for the obtained value of economically justified current density. The economic current density values given in the article make it possible to choose rational cross-sections cable core during the design of networks of the wind power station. Ref. 4, fig. 2, table.

Keywords: cable power line, wind power station, economically justified current density.

1. GKD 340.000.002-97. Determination of economic efficiency of capital investments in energy. Method. Power systems and electrical networks. K.: Minenerho Ukrainy, 1997. 53 p. (Ukr)
2. Buinyi R., Perepechenyi V., Zorin V. Regression relationships for costs of facilities in electrical power networks 10–35 kV. *Bulletin of NTU KhPI. Series: New solutions in modern technologies*. 2017. No 7 (1229). Pp.18–23. DOI: <https://doi.org/10.20998/2413-4295.2017.07.03>. (Ukr)
3. SOU-N EE 40.1-00100227-96:2014. Methodical recommendations for the analysis of technological losses of electric energy and the choice of ways to reduce them. K.: DP NEK Ukrenerho, 2014. 84 p. (Ukr)
4. NKREKP. The values of green tariff for electricity generated from alternative energy sources. URL: http://www.nerc.gov.ua/data/filearch/elektro/taryfy_na_vidpusk-elektro.pdf (Accessed: 05.12. 2019) (Ukr)

Надійшла: 28.02.2020

Received: 28.02.2020

СИСТЕМА ДИСТАНЦІЙНОГО МОНІТОРИНГУ СТАНУ ВИСОКОВОЛЬТНОЇ КАБЕЛЬНОЇ ЛІНІЇ

А.А.Щерба*, чл.-кор. НАН України, **О.Д. Подольцев****, докт. техн. наук, **І.М. Кучерява**, докт. техн. наук

Інститут електродинаміки НАН України,

пр. Перемоги, 56, Київ, 03057, Україна

e-mail: podol@ied.org.ua

У роботі запропоновано пристрій для дистанційного моніторингу стану високовольтної кабельної лінії. Пристрій дає змогу одночасно вимірювати декілька діагностичних показників: температуру зовнішньої оболонки кабелю, електричний струм у жилі, ємнісний струм на землю. Він використовує спеціально створене внутрішнє електричне джерело живлення, що перетворює безпосередньо енергію електромагнітного поля кабелю в електричну енергію з необхідними параметрами. За допомогою комп'ютерного моделювання визначено розподіл температурного поля в активній зоні кабельної лінії напругою 330 кВ та встановлено кількісний зв'язок між температурою зовнішньої оболонки кабелю (яка безпосередньо вимірюється) та значеннями температури жили кабелю та ізоляції, які є важливими діагностичними показниками теплового стану силового кабелю. Бібл. 5, рис. 3.

Ключові слова: кабельна лінія, моніторинг, діагностика стану, температурне поле.

Вступ. У сучасний період кабельні лінії високої та надвисокої напруги використовуються для передачі електричної енергії у великих містах (мегаполісах) з високою компактністю населення. Для підвищення надійності їхньої роботи застосовуються різні технічні засоби, зокрема для безперервного моніторингу температури фазних кабелів, що складають високовольтну кабельну лінію. Знаючи температурний режим кабелів упродовж деякого періоду, можна визначити остаточний ресурс ізоляції та вибрати раціональний режим навантаження кабельної лінії.

Найбільш поширеним нині технічним рішенням щодо моніторингу стану кабельних ліній є використання волоконно-оптичної технології [1], коли на етапі виробництва силового кабелю в його конструкцію вбудовується як датчик температури волоконно-оптичний модуль, який дає змогу вимірювати розподіл температури вздовж усього кабелю під час протікання в ньому електричного струму. Треба зазначити, що описана система, хоча і є складною, однак дає змогу вимірювати температуру не в одній певній точці, а визначити розподіл температури вздовж усього кабелю. З іншого боку, така система моніторингу має свої недоліки: 1) може використовуватися лише на кабельних лініях, що містять силові кабелі з інтегрованим на етапі їхнього виготовлення волоконно-оптичним модулем; 2) дає змогу вимірювати розподіл лише температури вздовж кабелю; 3) потребує використання зовнішнього джерела живлення.

Метою цієї роботи є створення пристрою для дистанційного моніторингу стану високовольтної кабельної лінії з розширеними функціональними можливостями: 1) використання та здійснення моніторингу як нових, так і вже наявних кабельних ліній, 2) одночасного вимірювання як температури кабелю, так і інших діагностичних показників (таких як електричний струм у жилі, ємнісний струм на землю тощо); 3) відмовитися від зовнішнього джерела живлення, а використовувати спеціально створене внутрішнє джерело, що перетворює безпосередньо енергію електромагнітного поля кабелю в електричну з необхідними параметрами.

Структура запропонованої системи дистанційного моніторингу стану кабельної лінії. Система дистанційного моніторингу стану кабельної лінії, що пропонується, має силовий кабель з інтегрованими в його конструкцію датчиками для вимірювання, наприклад,

температури та струму в жилі кабелю, мікроконтролер для обробки інформації, що надходить із цих датчиків, пристрій для бездротової передачі високочастотним каналом радіозв'язку цієї інформації в диспетчерський пункт та автономне джерело живлення всіх цих елементів, яке має індуктивний зв'язок зі струмом кабелю та перетворює енергію його електромагнітного поля в електричну з необхідними параметрами.

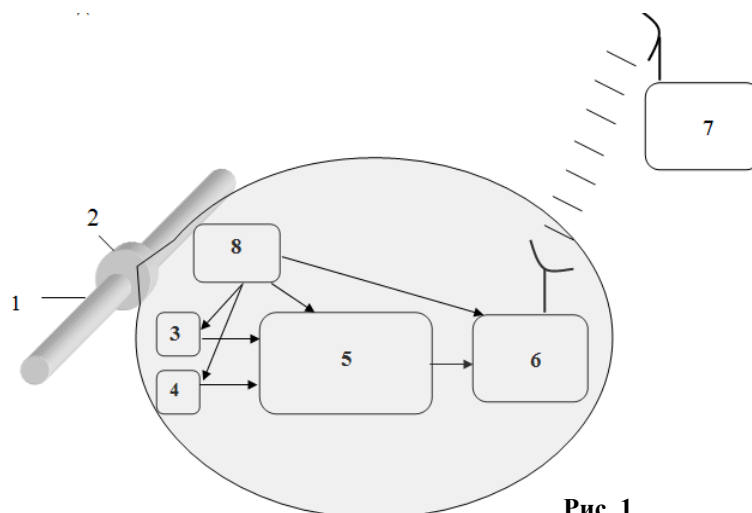


Рис. 1

На рис. 1 схематично показано один фазний кабель 1, на зовнішній оболонці якого розміщено запропонований пристрій 2 для дистанційного моніторингу стану кабелю. До складу цього пристрою входять датчики для вимірювання діагностичних показників – температури 3 та електричного струму в жилі 4, мікроконтролер 5 для обробки вимірюваних даних, пристрій 6 для бездротової передачі по високочастотному каналу радіозв'язку цієї інформації в диспетчерський пункт 7 та автономне джерело живлення всіх цих елементів 8, яке має індуктивний зв'язок із жилами кабелю та перетворює енергію його електромагнітного поля в електричну з необхідними параметрами. Таке джерело побудовано на основі трансформатора струму (з магнітопроводом або без магнітопроводу), первинною обмоткою якого є жила кабелю, а вторинна обмотка підключена до напівпровідникового перетворювача, який виробляє електричну енергію з необхідними параметрами та живить усі елементи пристрою. У загальному випадку джерело 8 може мати акумуляторну батарею, безперервна підзарядка якої здійснюється від цього перетворювача.

Запропонований пристрій працює у такий спосіб. Під час передачі електричної енергії кабельною лінією внаслідок протікання електричного струму промислової частоти (50 Гц) навколо кожного кабелю створюється магнітне поле, енергія якого за допомогою трансформатора струму, що входить до складу джерела 8, перетворюється в електричну енергію і використовується для живлення всіх елементів пристрою. Із використанням встановлених датчиків вимірюються значення температури на поверхні оболонки кабелю та значення струму в його жилі. Ці дані пересилаються зі встановленою часовою дискретністю на диспетчерський пункт за допомогою радіозв'язку. Таким способом здійснюється дистанційний моніторинг стану кабелю. Пристрій здатен працювати, доки кабелем протікає електричний струм, а в разі встановлення акумуляторної батареї ще деякий додатковий час, що залежить від ємності батареї.

Найдоцільніше запропонований пристрій встановлювати в найбільш небезпечних із погляду експлуатації лінії ділянках кабелю. Крім того, за його допомогою можна вимірювати просторове розподілення діагностичних показників кабельної лінії вздовж усієї її довжини з необхідною роздільною здатністю, яка характеризується просторовим кроком l . У цьому випадку такі пристрої необхідно розміщувати на зовнішній оболонці кабелів уздовж усієї їхньої довжини з таким самим просторовим кроком l .

У разі спорудження кабельної лінії значної довжини використовуються з'єднувальні муфти. Для моніторингу стану таких муфт також можна використовувати запропонований пристрій. Для цього його необхідно розміщувати на зовнішній поверхні з'єднувальних муфт.

Зазначимо, що найбільш важливою перевагою системи моніторингу, що пропонується, є можливість її встановлення на вже наявних кабельних лініях, що прокладені в ґрунті, тунелях та місцях приєднання до повітряної лінії електропередачі.

Комп'ютерне моделювання для встановлення зв'язку між значеннями температури зовнішньої оболонки та жили кабелю. У запропонованій системі моніторингу вимірюється температура на зовнішній поверхні оболонки кабелю. Водночас для визначення температури жили та ізоляції кабелю на основі відомої температури оболонки необхідно встановити зв'язок між цими температурними значеннями. Для розв'язання цієї задачі в роботі використовується чисельний розрахунок розподілу температурного поля в перерізі силового кабелю лінії 330 кВ.

Математична модель теплового процесу в підземній кабельній лінії [3]. Моделюється процес розподілу температури в неоднорідному середовищі, що включає дволанкову кабельну лінію напругою 330 кВ.

Схему траншейного прокладання кабелів та розрахункову ділянку наведено на рис. 2. Унаслідок наявної симетрії щодо осі OA ця ділянка містить одну ланку кабельної лінії. Камера в траншеї з кабелями 1 засипається спеціальним ґрунтовим матеріалом 2 і закривається бетонними плитами 3 упродовж усієї траси, що служить захистом кабелів від механічних пошкоджень. Зверху врівень із поверхнею землі траншея заповнюється природним ґрунтом 4 .

Розподіл температури в ділянці з підземними кабельними лініями в усталеному режимі описується диференціальним рівнянням теплопровідності:

$$-\nabla \cdot (\lambda \nabla T) = Q,$$

де $\lambda(x, y, T)$ – залежна від просторових координат і в загальному випадку від температури теплопровідність відповідного матеріалу; $Q(x, y)$ – густина потужності, присутня в ділянці теплових джерел, до яких належить джоулеве тепло, що виділяється в масивних провідниках струмопровідних жил кабелів, та діелектричні втрати в ізоляційному матеріалі.

Граничні умови задачі задаються у такий спосіб. На осі симетрії OA : $\partial T / \partial n = 0$, на поверхні землі: умова теплообміну $-\lambda \partial T / \partial n = k(T - T_n)$ (k – коефіцієнт тепловіддачі в повітря; T_n – температура повітря; \mathbf{n} – вектор зовнішньої нормалі до границі). З урахуванням обраних розмірів розрахункової ділянки (рис. 2) інші границі вважаються ізотермічними, і задається умова: $T = T_0$, де T_0 – температура навколишнього середовища (ґрунту).

Наведена гранична задача розв'язувалася чисельно методом скінченних елементів з використанням програми Comsol [4]. Покриття розрахункової ділянки кінцевими елементами зображено на рис. 2.

Результати комп'ютерного моделювання. Технічні характеристики досліджуваних кабелів та вихідні дані для розрахунків наведено в роботі [2]. Розміри, що характеризують підземне прокладання кабелів, вказано на рис. 2, де на вставці праворуч показано також розташування кабелів у кабельній лінії.

У розрахунках враховувалися такі елементи багатошарової конструкції кабелю: алюмінієва струмопровідна жила; ізоляційний шар зі зшитого поліетилену; екран із мідних дротів, поверх якого спіралью накладена мідна стрічка; герметична зовнішня оболонка, що захищає кабель від можливих механічних пошкоджень і проникнення вологи.

Отримана розрахунковим шляхом характерна картина розподілу температурного поля навколо кабелів у траншеї показана на рис. 3. Тут розподіл температури зображено відтінками кольорів та контурними лініями з кроком 10^0 С, вектори теплового потоку показано стрілками.

Наведена картина теплового поля відповідає температурі ґрунту навколо траншеї $T_0 = 15^0$ С та його теплопровідності $\lambda = 0,8$ Вт/(м \cdot С). На рис. 3 на вставках праворуч наведено значення температури жил кабелів та графік змінення температури на поверхні землі (верхній графік), а також змінення температури вздовж горизонтальних ліній, що проходять через центральні точки жил кабелів (два нижні графіки). Видно, що найбільше нагрівається жила внутрішнього кабелю, найближче розташованого до осі симетрії та, відповідно, до сусіднього ланцюга кабельної лінії. У разі вибраних даних температура кабелів не перевищує

встановлених норм нагріву елементів – 90°C [5]. Ґрунт у траншеї й навколо неї на відстані до 2 м нагрівається до температури не менше 30°C .

Результати рис. 3 свідчать, що температура жили дорівнює $T_1 = 88^{\circ}\text{C}$, температура ізоляції поблизу екрана $T_2 = 78^{\circ}\text{C}$, а температура зовнішньої оболонки кабелю, яка вимірюється, $T_3 = 76,6^{\circ}\text{C}$. Звідси такі температурні співвідношення мають значення: $T_1/T_3 = 1,15$, $T_2/T_3 = 1,02$. Ці значення можуть бути використані для перерахунку температури жили та ізоляції кабелю за значенням температури на поверхні оболонки, яка вимірюється.

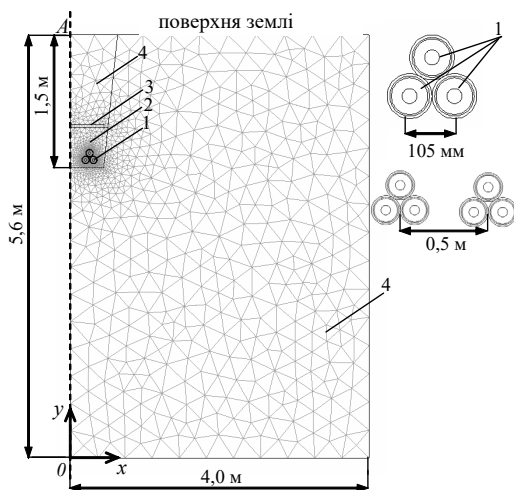


Рис. 2

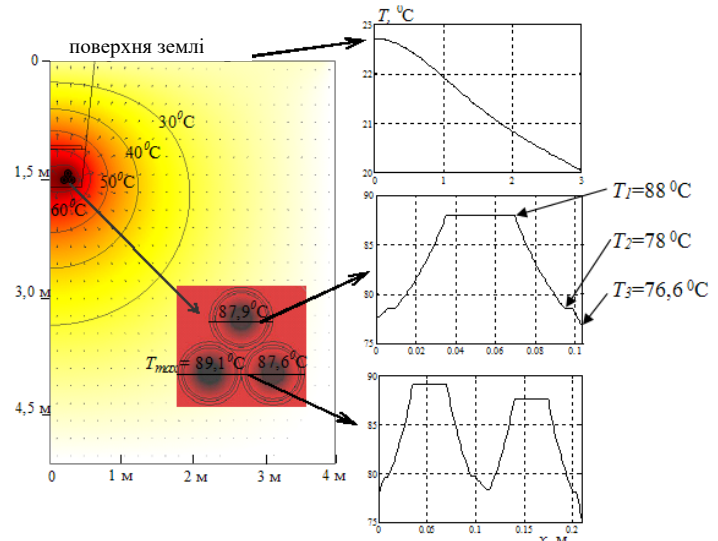


Рис. 3

Висновки. У роботі запропоновано пристрій для дистанційного моніторингу стану високовольтної кабельної лінії. Пристрій дає змогу одночасно вимірювати декілька діагностичних показників – температуру зовнішньої оболонки кабелю, електричний струм у жилі, ємнісний струм на землю – та використовує спеціально створене внутрішнє електричне джерело живлення, що перетворює безпосередньо енергію електромагнітного поля кабелю в електричну енергію з необхідними параметрами.

За допомогою комп'ютерного моделювання визначено розподіл температурного поля в активній зоні кабельної лінії та встановлено кількісний зв'язок між температурою на зовнішній оболонці кабелю (яка безпосередньо вимірюється) та значеннями температури жили кабелю та ізоляції, які є важливими діагностичними показниками теплового стану силового кабелю.

Робота фінансувалася частково за держбюджетною темою "Розвинути теорію імпульсних і височастотних перехідних електромагнітних процесів у енергетичних і технологічних резонансних установках та високовольтних кабельних лініях електропередачі" (Шифр "ЕЛКАБ") (Номер реєстрації 0117U007713, 2017 р.), частково за темою "Розроблення засобів створення інтелектуальних екологічно безпечних силових кабелів для традиційної та відновлюваної електроенергетики" (програма "Нова енергетика", 2019–2021 рр.). КПКВК 6541030.

1. Мокански В. Силовой кабель высокого напряжения со встроенным волоконно-оптическим модулем. *Кабели и провода*, № 2 (315). 2009. с. 14–17.
2. Лях В.В., Молчанов В.М., Судаков И.В., Павличенко В.П. Кабельная линии напряжением 330 кВ – новый этап развития электрических сетей Украины. *Электрические сети и системы*. 2009. № 3. С. 16–21.
3. Подольцев А.Д., Кучерявая И.Н. Численный расчет электромагнитных и тепловых процессов в подземной кабельной линии. Стационарный режим. *Техн. электродинамика*. Темат. вып. "Силовая электроника и энергоэффективность". 2006. Ч. 1. С. 91–95.
4. Comsol multiphysics modeling and simulation software. <http://www.comsol.com/> (дата звернення: 15.06.2020)
5. Макаров Е.Ф. Справочник по электрическим сетям 0,4–35 кВ и 110–1150 кВ. М.: Папирус-Про. 2005. Т. 4. 640 с.

УДК 621.315.2

**СИСТЕМА ДИСТАНЦИОННОГО МОНИТОРИНГА СОСТОЯНИЯ
ВЫСОКОВОЛЬТНОЙ КАБЕЛЬНОЙ ЛИНИИ****А.А.Щерба**, чл.-кор. НАН України, **А.Д. Подольцев**, докт. техн. наук, **И.Н. Кучерявая**, докт. техн. наук

Институт электродинамики НАН Украины,

пр. Победы, 56, Киев, 03057, Украина

e-mail: podol@ied.org.ua

В работе предложено устройство дистанционного мониторинга состояния высоковольтной кабельной линии, которое позволяет одновременно измерять несколько диагностических показателей – температуру внешней оболочки кабеля, электрический ток в жиле, емкостный ток на землю – и использует специально созданный внутренний электрический источник питания, преобразующий непосредственно энергию электромагнитного поля кабеля в электрическую энергию с необходимыми параметрами. С помощью компьютерного моделирования определено распределение температурного поля в активной зоне кабельной линии напряжением 330 кВ и установлена количественная связь между измеряемой температурой внешней оболочки кабеля и значениями температуры его жилы и изоляции, которые являются важными диагностическими показателями теплового состояния силового кабеля. Библ. 5, рис. 3.

Ключевые слова: кабельная линия, мониторинг, диагностика состояния, температурное поле.**SYSTEM FOR REMOTE MONITORING OF HIGH-VOLTAGE CABLE LINE STATE****A.A. Shcherba, A.D. Podoltsev, I.M. Kucheriava**

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

pr. Peremohy, 56, Kyiv, 03057, Ukraine

e-mail: podol@ied.org.ua

The article proposes a device for remote monitoring of high-voltage cable line state. The device gives a possibility to measure simultaneously several diagnostic characteristics, i.e. the temperature of cable outer sheath, electric current in cable core, capacitive current to earth and uses a specially designed internal electric power source that directly converts the energy of cable electromagnetic field into electric energy with necessary parameters. By computer simulation, the temperature field distribution in the cable cores of 330 kV cable line is determined and the quantitative relationship between the directly measured temperature on the cable outer sheath and the temperature values of the cable core and insulation, which are important diagnostic characteristics of the thermal state of power cables is revealed. Ref. 5, fig. 3.

Keywords: cable line, monitoring, diagnostics of state, temperature field.

1. Mokanski V. High-voltage power cable with integrated fiber-optic module. *Kabeli i provoda*. 2009. No 2 (315). Pp. 14–17. (Rus)
2. Lyach V.V., Molchanov V.M., Sudakov I.V., Pavlichenko V.P. 330 kV cable line is a new step in development of Ukrainian power networks. *Elektricheskie seti i sistemy*. 2009. No 3. Pp. 16–21. (Rus)
3. Podoltsev A.D., Kucheriava I.M. Numerical calculation of electromagnetic and thermal processes in underground cable line. Steady-state conditions. *Tekhnichna Elektrodynamika*. Spec. issue Power electronics and energy efficiency. 2006. Part 1. Pp. 91–95. (Rus)
4. Comsol multiphysics modeling and simulation software. <http://www.comsol.com/> (accessed: 15.06/2020)
5. Makarov E.F. Handbook on the 4–35 kV and 110–1150 kV power networks. Moskva: Papyrus-Pro. 2005. Vol. 4. 640 p. (Rus).

Надійшла 24.06.2020

Received 24.06.2020

УДК 621.315.1

DOI: <https://doi.org/10.15407/publishing2020.57.015>

ОЦІНЮВАННЯ ВПЛИВУ НЕСИМЕТРІЇ ЛІНІЇ ЕЛЕКТРОПЕРЕДАВАННЯ НАДВИСОКОЇ НАПРУГИ НА ВИЗНАЧЕННЯ ПАРАМЕТРІВ КОМПЕНСАЦІЙНОГО РЕАКТОРА

В.В. Кучанський*, канд. техн. наук, **Д.О. Малахатка****, канд. техн. наук

Інститут електродинаміки НАН України,
пр. Перемоги, 56, Київ, 03057, Україна
e-mail: kuchanskiyvladislav@gmail.com

У роботі показано вплив рівнів поздовжньої несиметрії на розрахунок опорів компенсаційних реакторів для зменшення значень перенапруг у паузі однофазного автоматичного включення. Розглянуто ступінь впливу схеми транспозиції проводів на вибір опору компенсаційного реактора та на значення резонансних перенапруг у циклі однофазного автоматичного повторного включення. У статті показано актуальність проблеми дослідження резонансних процесів у лініях електропередавання надвисокої напруги. Виконано дослідження процесів у лініях електропередавання надвисокої напруги задля розробки та запровадження заходів із запобігання перенапругам. Розглянуто резонансні перенапруги, що виникають внаслідок неповнофазних режимів роботи лінії електропередавання надвисокої напруги. Виконано оцінювання коефіцієнтів несиметрії для різних схем транспозиції. Для вибору опору компенсаційного реактора було взято дані наявних високовольтних ліній електропередавання 750 кВ. Наведено рекомендації щодо впровадження заходів попередження та обмеження резонансних перенапруг. Розглянуто актуальні теоретичні та практичні проблеми експлуатації ліній електропередавання надвисокої напруги та показано шляхи подальших досліджень. Бібл. 14, рис. 5., табл. 2.

Ключові слова: неповнофазний режим, резонансні перенапруги, компенсаційний реактор, транспозиція проводів, поздовжня несиметрія.

Загальна характеристика проблеми. Одним з найбільш ефективних заходів підвищення надійності ліній електропередавання надвисокої напруги (ЛЕП НВН) вважається однофазне автоматичне повторне включення (ОАПВ). Серед основних проблем, які виникають під час здійснення циклу ОАПВ, треба зазначити резонансні перенапруги (РП) на відімкненій фазі в разі утворення резонансного контуру групами однофазних шунтувальних реакторів та ємностей лінії. Нині для компенсації міжфазних ємностей задля зменшення значень перенапруг застосовується чотирипроменевий реактор, причому важливу роль за умови експлуатації відіграє правильний вибір значення компенсаційного реактора, що підключений до нейтралі групи однофазних шунтувальних реакторів. Дослідження впливу компенсаційних реакторів (КР) на процеси у разі неповнофазних режимів проводяться відтоді, як почалась експлуатація ліній електропередавання надвисокої напруги. Головним напрямом попередніх досліджень був пошук правильного вибору значення опору КР для обмеження РП та скорочення часу горіння дуги змінного струму під час ОАПВ без урахування впливу пофазної несиметрії [1–5].

Дотепер аналіз режимів у схемах з поперечною компенсацією та пофазною відмінністю поздовжніх параметрів здійснювався з певними спрощеннями, зокрема розглядалася не реальна, а ідеалізована транспозиція ЛЕП НВН [1–4]. Результати такого підходу дають тільки якісну оцінку процесів у паузі ОАПВ, оскільки рівні пофазної несиметрії можуть суттєво впливати на значення РП для реальних ЛЕП НВН [1, 5–9] через більш точне налаштування резонансного контуру. Водночас запропоноване в [5–9] представлення реальної транспонованої лінії співвідношеннями, отриманими з використанням заступних схем та статистичних моделей, які ґрунтуються на моделюванні методом Монте-Карло, є складним і громіздким, що на практиці ускладнює отримання результатів з подальшим аналізом.

Досвід експлуатації ліній електропередавання показав, що транспозиційні опори є конструктивним елементом траси, що знижує надійність роботи ліній і ускладнює проведення профілактичних випробувань і ремонтів. Складні схеми транспозиції зазвичай спричиняють ускладнення конструкцій опор і подорожчання ліній електропередавання внаслідок збільшення кількості гірлянд ізоляторів і загальної ваги опор. Тому подовження циклів транспозиції та зменшення їхньої кількості для ліній електропередавання виглядає дуже доцільним, оскільки призводить до скорочення числа транспозиційних опор.

Мета статті – обґрунтування схем транспозиції ЛЕП НВН, що забезпечують допустимий рівень несиметрії в нормальному режимі та врахування ступеня впливу пофазної несиметрії на вибір значення КР.

Запропонований підхід до розв'язання проблеми. Наслідки неповного та некоректного підходу до вибору індуктивного опору КР можна побачити, виконавши аналіз результатів попередніх досліджень [1,4,5-9]. У роботах не були враховані, зокрема, пофазна відмінність параметрів і реальна схема транспозиції лінії. Вибір індуктивного опору КР здійснювався без урахування геометричного розташування у просторі фаз лінії, з огляду на припущення про те, що лінія ідеально транспонована. Наскільки таке спрощення недопустиме через спотворення реальної фізичної картини процесів можна побачити в [6-9]. До того ж наведений підхід ґрунтується на гіпотезі повної компенсації міжфазної ємності, що на практиці не може бути принциповим та призводить до негативних наслідків, наприклад, некоректної роботи релейного захисту та обладнання [3]. Як наслідок, такий підхід має багато недоліків, і застосування в магістральній мережі розрахованих значень параметрів КР з вище наведеними допущеннями не гарантує запобігання РП.

Пофазна відмінність електричних параметрів повітряних ліній (ПЛ) електропередавання є одним з основних джерел несиметрії струмів і напруги промислової частоти в електричних мережах [1–4]. Несиметрія в ЛЕП НВН може досягати такого рівня, що стає неприпустимою за умовами роботи релейного захисту та генераторів через протікання струмів зворотної послідовності, що спричиняють їхнє підвищене нагрівання. Найпростіший, надійний та ефективний засіб зниження несиметрії струмів і напруги в лініях електропередавання надвисокої напруги – транспозиція фаз ліній.

Різниця між параметрами фаз на одному кроці транспозиції не компенсується повністю на всьому циклі, оскільки на кожному з кроків лінія є в різних умовах. Результируючі параметри фаз лінії для циклу загалом виходять різними. Тому навіть за точної симетрії систем струмів і напруг біля одного кінця повного циклу транспозиції ці системи виходять несиметричними біля іншого його кінця. Чим більша довжина лінії і вища її номінальна напруга, тим більша несиметрія, яка може вносити суттєві корективи в розрахунки опорів КР. Отже, схеми транспозиції ліній НВН мають обґрунтовуватися, зважаючи не тільки на забезпечення допустимого рівня несиметрії в нормальному режимі, але й на створення умов для успішного гасіння дуги підживлення та ліквідації резонансних перенапруг у процесі усунення однофазних дугових замикань циклом спрацювання ОАПВ [10, 11].

На рис.1 наведено схему традиційної класичної транспозиції проводів з реальними довжинами лінії.

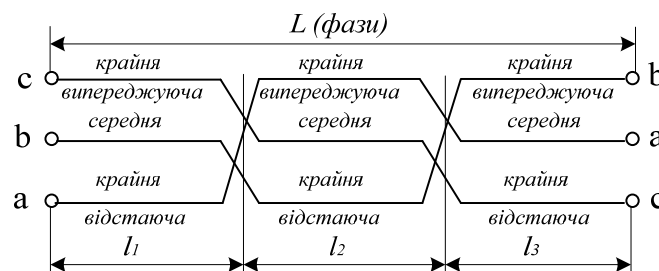


Рис. 1

На рис.2 наведено спрощену схему повної схеми транспозиції проводів.

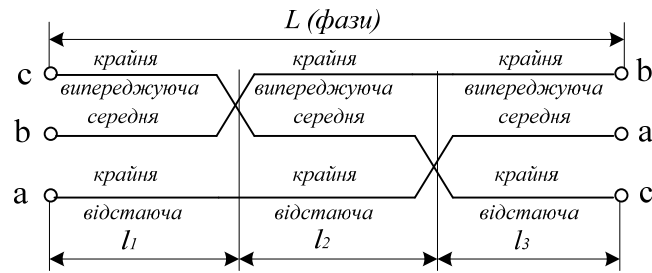


Рис. 2

На рис.3 наведено схему неповного циклу транспозиції.

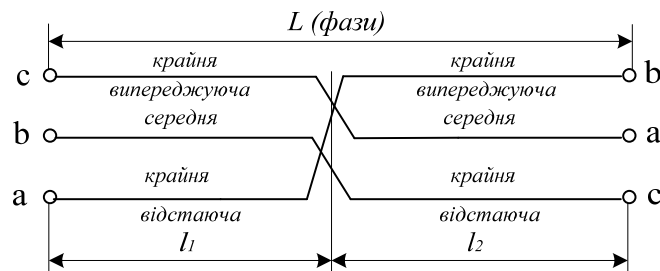


Рис. 3

Матриця середньої ділянки, транспонованої за схемою рис. 2, визначається добутком:

$$A_{cp} = A_{T1} A_{П.Л2} A_{T2}, \quad (1)$$

де A_{Ti} – матриця i -ої транспозиції

$$A_{Ti} = \begin{vmatrix} N_{Ti} & 0 \\ 0 & N_{Ti} \end{vmatrix}. \quad (2)$$

Для 1-ї та 2-ї ділянки з транспозицією на рис. 1:

$$N_{T1} = N_{T2} = \begin{vmatrix} 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \\ 1 & 0 & 0 \end{vmatrix}. \quad (3)$$

Для 1-ої (лівої) та 2-ої ділянки з транспозицією на рис.2:

$$N_{T1} = \begin{vmatrix} 0 & 1 & 0 \\ 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{vmatrix}; \quad N_{T2} = \begin{vmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \\ 0 & 1 & 0 \end{vmatrix}. \quad (4)$$

$A_{П.Л2}$ – матриця 2-ї ділянки лінії.

$$A_{ПЛ2} = \begin{vmatrix} A_{11} & A_{12} \\ A_{21} & A_{22} \end{vmatrix}. \quad (5)$$

A_{ik} – блоки матриці лінії.

$$A_{cp} = \begin{vmatrix} N_{T1}A_1N_{T2} & N_{T1}A_{12}N_{T2} \\ N_{T1}A_{21}N_{T2} & N_{T1}A_{22}N_{T2} \end{vmatrix}. \quad (6)$$

Кожний блок матриці лінії у виразі (5) має такий вигляд:

$$N_{ik} = \begin{vmatrix} a_{11} & a_{12} & a_{13} \\ a_{21} & a_{22} & a_{13} \\ a_{31} & a_{32} & a_{33} \end{vmatrix}. \quad (7)$$

Використовуючи відомі вирази для блоків матриці ділянки лінії та виразу для матриць власних векторів трифазної лінії, яка має наведену геометричну симетрію крайніх проводів, можна показати, що $a_{11} = a_{33}$, $a_{21} = a_{23}$, $a_{31} = a_{13}$, $a_{32} = a_{12}$. У такому випадку дістаємо матрицю

$$A_{ik} = \begin{vmatrix} a_{11} & a_{12} & a_{13} \\ a_{21} & a_{22} & a_{21} \\ a_{13} & a_{12} & a_{11} \end{vmatrix}. \quad (8)$$

З виразів (3), (6) та (8) випливає, що блоки матриці A_{cp} для схем на рис. 1 і 2 визначаються виразом:

$$A_{cpik} = N_{T1}A_{ik}N_{T2} = \begin{vmatrix} a_{21} & a_{21} & a_{22} \\ a_{11} & a_{13} & a_{12} \\ a_{13} & a_{11} & a_{12} \end{vmatrix}. \quad (9)$$

Отже, матриці середньої ділянки лінії з транспозиціями на схемах рис. 1 та рис. 2 є рівними, що і визначає ідентичність матриць лінії в цих схемах. Оскільки крайні фази розташовані симетрично щодо середньої фази, то результати, як для класичної схеми транспозиції, так і для спрощеної схеми транспозиції рис. 2 будуть ідентичними, але в такому разі використовується менше транспозиційних опор. Із рівності матриць ПЛ у схемах на рис. 1 та рис. 2 випливає ідентичність багатополосників, що еквівалентують ПЛ у цих схемах. Застосування спрощеної схеми транспозиції фаз за рис. 2 порівнюючи з рис. 1 призведе до зниження витрат на спорудження та експлуатацію транспозиційних опор та підвищення їхньої надійності. Однак спрощена схема транспозиції поки що не знайшла широкого застосування на практиці, попри її очевидну перевагу.

Аналіз коефіцієнтів несиметрії для досліджуваних схем транспозиції ЛЕП НВН виконувався з такими параметрами: $U = 750$, кВ – номінальна напруга лінії. Конструкція фази проводу 4хАС-400/93 характеризується такими параметрами: $r_0 = 0.071$ Ом/км; $x_0 = 0.284$ ом/км; $g_0 = 22.35 \cdot 10^{-9}$ См/км; $b_0 = 4.10 \cdot 10^{-6}$ См/км; проміжні опори з відтяжками типу ПБ 750-1; анкерно-кутові опори УО 750-1.

Несиметрія в електричній мережі головним чином визначається зворотною послідовністю, що і відзначається в [12]. Тому надалі обмежимося аналізом коефіцієнтів несиметрії за напругою зворотної послідовності. Як вказується в [12], гранично допустима несиметрія за напругою зворотної послідовності становить 2 %. Наведені значення допустимої несиметрії рекомендується брати для конкретної ПЛ із запасом, з огляду на той факт, що повна несиметрія складається зі впливу всіх ліній, що приходять на підстанцію, а також інших можливих джерел несиметрії, зокрема несиметричного навантаження. Надалі будемо керуватися визначеною «Кодексом систем передачі» [13] нормою щодо значення коефіцієнту несиметрії напруги зворотної послідовності, де:

$$k_{U2} \leq 2, \% . \quad (10)$$

Для оцінювання ефективності застосування певної схеми транспозиції та впливу на визначення параметрів КР було розроблено та застосовано імітаційну модель лінії електропередачі 750 кВ, наведену на рис. 4.

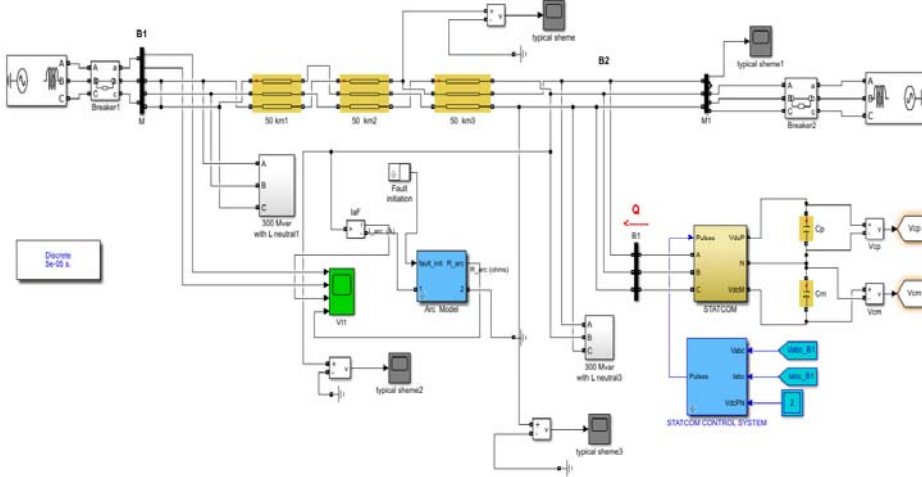


Рис. 4

Для визначення коефіцієнтів несиметрії напруг зворотної послідовності був застосований трифазний аналізатор послідовності, який дає змогу вимірювати пряму, зворотну та нульову послідовності. Наведемо графіки, на яких показано зміну коефіцієнтів несиметрії напруг залежно від довжини лінії рис. 5

для схем транспозиції рис. 2 та рис. 3 та нетранспонованої лінії.

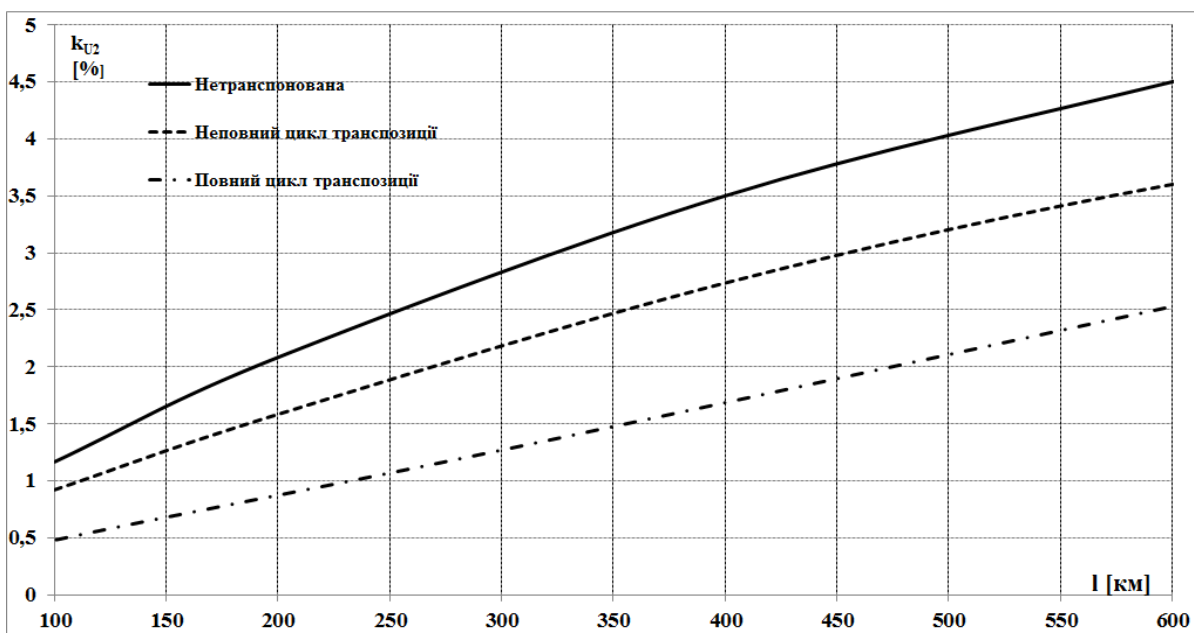


Рис. 5

Найгірший випадок з точки зору пофазної відмінності параметрів ПЛ – це нетранспонована лінія, але треба зазначити, що, як видно з рис. 5, значення пофазної несиметрії не перевищують гранично допустимі у випадку довжини лінії не більше ніж 180 км. Застосування неповного циклу транспозиції можливо за довжин ліній не більше ніж 280 км за умовою (10). Спрощену схему транспозиції можна застосовувати для лінії завдовжки не більше ніж 460 км за умови несиметрії (10).

Після розгляду схеми виконання транспозиції ЛЕП НВН рис. 1–3 із аналізом несиметрії необхідно розглянути ступінь впливу пофазної несиметрії на розрахунок значення КР для запобігання виникненню РП. Запишемо вираз струмів та напруги для трифазної ЛЕП НВН:

$$\begin{bmatrix} I_{Aa} \\ I_{Ab} \\ I_{Ac} \end{bmatrix} = j\omega l \begin{bmatrix} C_A & C_{AB} & C_{AC} \\ C_{BA} & C_B & C_{BC} \\ C_{CA} & C_{CB} & C_C \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_A \\ V_B \\ V_C \end{bmatrix}, \quad (11)$$

де I_{Aa}, I_{Ba}, I_{Ca} , струми фаз лінії, $C_{AB}, C_{AC}, C_{BA}, C_{BC}, C_{CA}, C_{CB}$ – міжфазні ємності, C_A, C_B, C_C – ємності між фазою та землею, V_A, V_B, V_C – фазні напруги лінії.

У роботі на фазі А відбулося КЗ і, відповідно, вимикачі пошкодженої фази були у відімкненому стані. Використовуючи вираз (11), ми можемо розрахувати ємнісний струм фази А, який дістає підживлення від двох непошкоджених фаз:

$$I_{Aa} = j\omega |C| (V_B + V_C), \quad (12)$$

де $|C|$ – детермінант матриці ємностей виразу (10).

З виразу (12) видно, що значення струму залежить від ємності. Головною метою компенсаційного реактора є розлагодження резонансного паралельного контуру, який утворюється ємностями лінії та індуктивностями групою або групами шунтувальних реакторів. Інакше кажучи, міжфазний індуктивний струм, що генерується шунтувальним реактором, підключеним за схемою чотирипроменевої зірки, мусить мати таке саме значення, як ємнісний струм для розлагодження резонансного контуру. Еквівалентний струм реактора можна дістати з виразу:

$$\begin{bmatrix} I_{A1} \\ I_{B1} \\ I_{C1} \end{bmatrix} = -j \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \\ 1 & a^2 & a \\ 1 & a & a^2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} X_{I0}^{-1} & 0 & 0 \\ 0 & X_{II}^{-1} & 0 \\ 0 & 0 & X_{I2}^{-1} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \\ 1 & a^2 & a \\ 1 & a & a^2 \end{bmatrix}^{-1} \begin{bmatrix} V_A \\ V_B \\ V_C \end{bmatrix}, \quad (13)$$

де $X_{II}^{-1} = X_{I2}^{-1}$ – провідність шунтувального реактора прямої послідовності, $X_{I0}^{-1} = (X_{II} + 3X_n)^{-1}$ – провідність шунтувального реактора нульової послідовності.

Вирішуючи (13), ми дістанемо індуктивні складові фазних струмів:

$$\begin{bmatrix} I_{AL} \\ I_{BL} \\ I_{CL} \end{bmatrix} = -j \begin{bmatrix} \alpha_s & \beta_m & \beta_m \\ \beta_m & \alpha_s & \beta_m \\ \beta_m & \beta_m & \alpha_s \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_A \\ V_B \\ V_C \end{bmatrix}, \quad (14)$$

де $\alpha_s = (X_{I0}^{-1} + 2X_{I1}^{-1})/3$; $\beta_m = (X_{I0}^{-1} - X_{I1}^{-1})/3$.

Повний струм повторної дуги визначається з виразу (14):

$$I_D = j(V_B + V_C)(\omega |C_M| - \beta_M). \quad (15)$$

У випадку застосування реальної повної схеми транспозиції за рис. 1 або рис. 2 матриця міжфазних ємностей набуває вигляду:

$$C = l_1 N_{T1} \begin{bmatrix} C_A & C_{AB} & C_{AC} \\ C_{BA} & C_B & C_{BC} \\ C_{CA} & C_{CB} & C_C \end{bmatrix} l_2 N_{T2} \begin{bmatrix} C_A & C_{AB} & C_{AC} \\ C_{BA} & C_B & C_{BC} \\ C_{CA} & C_{CB} & C_C \end{bmatrix} l_3 N_{T1} \begin{bmatrix} C_A & C_{AB} & C_{AC} \\ C_{BA} & C_B & C_{BC} \\ C_{CA} & C_{CB} & C_C \end{bmatrix} \quad (16)$$

l_1, l_2, l_3 – довжини реальних кроків транспозиції, $C_{AB}, C_{BA}, C_{BC}, C_{CB}, C_{AC}, C_{CA}$ – міжфазна ємність.

У випадку застосування реальної неповної схеми схем транспозиції за рис. 3 матриця ємностей

$$C = l_1 N_{T1} \begin{bmatrix} C_A & C_{AB} & C_{AC} \\ C_{BA} & C_B & C_{BC} \\ C_{CA} & C_{CB} & C_C \end{bmatrix} l_2 N_{T2} \begin{bmatrix} C_A & C_{AB} & C_{AC} \\ C_{BA} & C_B & C_{BC} \\ C_{CA} & C_{CB} & C_C \end{bmatrix}. \quad (17)$$

Для того, щоб сума векторів ємнісних та індуктивних струмів дорівнювала нулю для ЛЕП НВН $\overline{I_{AC}} + \overline{I_{AL}} = 0$, необхідно, щоб індуктивна провідність дорівнювала ємнісній провідності: $(X_{10}^{-1} - X_{11}^{-1})/3 = \omega C$. Із нерівності визначимо опір КР для ЛЕП НВН для ліквідації РП:

$$X_n = (\omega |C| + \frac{1}{X_{1L}})^{-1} - X_{1L}. \quad (18)$$

Для дослідження впливу несиметрії лінії на визначення параметрів компенсаційного реактора було застосовано імітаційну модель (рис. 4), до складу якої входять: «300 MVA_r with neutral» – блоки активного (індуктивно-резистивного) навантаження потужністю 300 МВА_r; «Arc Model» – блок, що імітує режим «виникнення однофазного дугового замикання на землю».

Окрім компенсації ємнісного струму, підживлення дуги повторного струму КР виконує ще одну функцію – запобігання появі резонансних перенапруг. Результати порівняння розрахунку значення КР за виразом (18) з урахуванням, без урахування транспозиції та для випадку ідеально транспонованої лінії наведено в таблиці 1. Ідеально транспонована лінія – це лінія, в якій є симетрія фазних і міжфазних параметрів, тобто фазні опори й провідності, а також міжфазні величини є ідентичними.

Таблиця 1

l , км	Ідеально-транспонована лінія	Повний цикл транспозиції Рис. 1	Спрощена схема повного циклу транспозиції Рис. 2	Неповний цикл транспозиції Рис. 3	Без транспозиції проводів
	X_n , Ом				
180	105	115	115	119	600
280	204	232	232	300	-
460	290	360	360	-	-

Розрахунок опору компенсаційного реактора у випадку застосування неповного циклу транспозиції за довжини лінії 460 км не виконувався, бо пофазна несиметрія досягає значень, за яких дуга підживлення не гасне та цикл спрацювання ОАПВ є невдалим. Аналогічно у випадку, коли немає транспозиції для лінії завдовжки понад 180 км. Результати розрахунку,

наведені в таблиці, узгоджуються з результатами, наведеними на рис. 4. Для лінії завдовжки менше ніж 180 км без транспозиції проводів необхідно встановлювати компенсаційний реактор з опором 600 Ом для успішної ліквідації резонансних перенапруг. Значення опору КР у неповнофазному режимі зумовлено впливом несиметрії. Застосування компенсаційних реакторів із таким опором на практиці можна здійснити у разі встановлення на лінії послідовно підключених КР із регламентованими значеннями [14].

Результати розрахунків (табл. 1) опору компенсаційного реактора для довжини лінії 180, 280 та 460 км вказують на те, що застосування схем транспозиції за рис. 1 та рис. 2 є ідентичними. Різниця значень опорів компенсаційних реакторів у разі застосування неповного циклу та схем транспозиції за рис. 1 та рис. 2 є незначною для лінії завдовжки 180 та 280 км через різницю в значенні несиметрії 0,4 %.

У випадку, коли немає транспозиції, необхідно обов'язково враховувати вплив пофазної несиметрії на розрахунок значення індуктивного опору компенсаційного реактора для лінії завдовжки 180 км. Для лінії завдовжки 460 км також у разі розрахунків індуктивного опору врахування несиметрії реальної схеми транспозиції є обов'язковою умовою для забезпечення успішного циклу спрацювання ОАПВ.

Після того, як було обґрунтовано схеми транспозиції ЛЕП НВН та проаналізовано ступінь впливу пофазної несиметрії на розрахунок значення КР, виконано розрахунки резонансних перенапруг у паузі ОАПВ з використанням імітаційної моделі, наведеної на рис. 4. Використовуючи отримані за (18) значення КР, наведені в таблиці 1, розраховано значення резонансних перенапруг за різних схем транспозиції проводів. Результати оцінювання впливу схеми транспозиції проводів на визначення резонансних перенапруг наведено в таблиці 2. Гранично допустиме значення робочої напруги для ЛЕП НВН 750 кВ становить 643 кВ.

Таблиця 2

l , км	Ідеально- транспонована лінія	Повний цикл транспозиції Рис. 1	Спрощена схема повного циклу транспозиції Рис. 2	Неповний цикл транспозиції Рис. 3	Без транспозиції проводів
	$U_{рез}$, кВ				
180	653	625	625	630	630
280	689	630	630	640	-
460	853	625	625	-	-

З таблиці 2 видно, що в разі застосування неповного циклу транспозиції спостерігаються більші значення резонансних перенапруг щодо реально транспонованої лінії. Це зумовлено більшим значенням ємності внаслідок меншого симетрування пофазної несиметрії неповного циклу транспозиції щодо повного циклу. Урахування несиметрії, яка спричинена пофазною відмінністю параметрів ЛЕП НВН, суттєво впливає на розрахунки значення опору КР і, як наслідок, призводить до появи резонансних перенапруг.

Висновки. Як видно з рис. 4, рівні несиметрії для неповного циклу транспозиції суттєво не перевищують гранично допустимих значень для довжин ліній, які трапляються на території України. Тобто, за такої схеми транспозиції забезпечуються необхідні рівні несиметрії напруг, і її можна запропонувати як порівняно недорогий захід симетрування за довжин ЛЕП НВН не більше ніж 280 км. Якщо довжина ПЛ перевищує 280 км, треба застосовувати повні цикли транспозиції за спрощеною схемою, яка наведена на рис. 2. Такі ЛЕП НВН можуть бути використані на практиці, бо, наприклад, на території України є

можливість проектування ліній 750 кВ, довжини яких не перевищують 460 км, і для того, щоб зменшити витрати на капіталовкладення та спростити обслуговування таких ліній, є можливість застосувати спрощену схему транспозиції.

Розроблено підхід вибору опору компенсаційного реактора з урахуванням схеми транспозиції. Показано, що застосування наведеного підходу дає змогу точніше вибирати компенсаційний реактор, чим підвищити ефективність застосування циклу спрацьовування однофазного автоматичного повторного включення. Допущення під час дослідження резонансних перенапруг ідеалізованої схеми транспозиції, за якої приймається, що рівні повздовжньої несиметрії не перевищують гранично допустимі, є неприпустимим та неприйнятним. Застосування розробленого підходу вибору значення опору КР дасть змогу застосовувати неповний цикл транспозиції для ліній завдовжки до 280 км та відмовитися від транспозиції проводів для ліній завдовжки до 180 км.

Припущення про ідеально транспоновану лінію є неприпустимим через рівні несиметрії, які призводять до неправильного визначення опору компенсаційного реактора. За умовою (10) можливе застосування спрощеної схеми рис. 2, неповного циклу рис. 3 або відмови від транспозиції, але під час виконання розрахунків значень опорів КР урахування впливу несиметрії є обов'язковою умовою.

Фінансується за держбюджетною темою «Розробка заходів та технічних засобів компенсації неповнофазних режимів магістральних електричних мереж ОЕС України», що виконується відповідно до розпорядження Президії НАН України від 09.01.2020 №15. Державний реєстраційний номер роботи 0120U000148. КПКВК 6541230.

1. Кузнецов В.Г., Тугай Ю.І. Підвищення надійності та ефективності магістральних електричних мереж. *Праці Інституту електродинаміки Національної академії наук України*. 2009. Вип. 23. С. 110–117.
2. Кузнецов В.Г., Тугай Ю.І. Тенденції розвитку систем електропостачання. *Електротехніка та електроенергетика*. 2000. № 2. С.73–76
3. Кузнецов В.Г., Тугай Ю.І., Кучанський В.В. Дослідження впливу транспозиції лінії електропередачі надвисокої напруги на аномальні перенапруги. *Технічна електродинаміка*. 2013. №.6. С.51–56.
4. Wang J., Wang Y., Peng X., Xu X. Li, X. and Mao X.. Induced Voltage of Overhead Ground Wires in 50 0-kV Single-Circuit Transmission Lines in *IEEE Transactions on Power Delivery*. June 2014. Vol. 29. No. 3. Pp. 1054–1062. DOI: <https://doi.org/10.1109/TPWRD.2013.2251371>.
5. Sang-Pil Ahn, Chul-Hwan Kim, Aggarwal R. K. and Johns A. T. An alternative approach to adaptive single pole auto-reclosing in high voltage transmission systems based on variable dead time control in *IEEE Transactions on Power Delivery*. Oct. 2001. Vol. 16. No. 4. Pp. 676–686. DOI: <https://doi.org/10.1109/61.956756>.
6. Kuchansky V.V. Application of Controlled Shunt Reactors for Suppression Abnormal Resonance Overvoltages in Assymmetric Modes. *2019 IEEE 6th International Conference on Energy Smart Systems (ESS)* Pp.122–125.
7. Kuchansky V. Criteria of resonance overvoltages occurrence in abnormal conditions of extra high voltage transmission lines. *Scientific works of Vinnitsa National Technical University*. 2016. Vol. 4. Pp. 51–54.
8. Gross E. T. B. and Weston A. H. Transposition of High-Voltage Overhead Lines and Elimination of Electrostatic Unbalance to Ground. *Transactions of the American Institute of Electrical Engineers*. July 1951. Vol. 70. No. 2, Pp. 1837–1844. DOI: <https://doi.org/10.1109/T-AIEE.1951.5060639>.
9. Derek Humpage W., Wong K. P. and Nguyen T. T. Operating unbalance in long-distance transmission. *IEE Proceedings C - Generation, Transmission and Distribution*. March 1985. Vol. 132. No. 2. Pp. 67–75. DOI: <https://doi.org/10.1049/ip-c.1985.0013>.
10. Chen L., Liu H., Wu M., Wei D. and Niu M.. Study on Compensation for Secondary Arc Current on UHV Double-Circuit Lines. 2011. *Asia-Pacific Power and Energy Engineering Conference*, Wuhan, 2011. Pp. 1–4. DOI: <https://doi.org/10.1109/APPEEC.2011.5748939>.
11. Abbasi, H. Seyedi and Strunz K.. Simulation and analysis of the effect of single-pole auto-reclosing on HV transmission lines switching overvoltages, 2009 *IEEE Power & Energy Society General Meeting*, Calgary, AB, 2009. Pp. 1–9. DOI: <https://doi.org/10.1109/PES.2009.5275435>.
12. Вязьменский М.Б., Ишкин В.Х., Крюков К.П. и др. Справочник по проектированию линий электропередачи. М.: Энергия, 1980. 296 с.
13. Кодекс систем передачі. Затверджено постановою НКРЕКП № 309 від 14.03.2018.
14. Беляков Н.М., Кадомская К.П., Левинштейн М.Л. и др. Процессы при однофазном автоматическом повторном включении линий высоких напряжений. М. : Энергоатомиздат, 1991. 257 с.

ОЦЕНИВАНИЕ ВЛИЯНИЯ НЕСИММЕТРИИ ЛИНИИ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧИ СВЕРХВЫСОКОГО НАПРЯЖЕНИЯ НА ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПАРАМЕТРОВ КОМПЕНСАЦИОННОГО РЕАКТОРА

В. В. Кучанський, канд. техн. наук, **Д.О. Малахатка**, канд. техн. наук
Институт электродинамики НАН Украины,
пр. Победы, 56, Киев, 03057, Украина
e-mail: kuchanskiyvladislav@gmail.com

В статье показана актуальность проблемы исследования резонансных процессов в линиях электропередачи сверхвысокого напряжения. Выполнены исследования неполнофазных режимов в линиях электропередачи сверхвысокого напряжения с целью разработки и внедрения мероприятий по предотвращению резонансных перенапряжений. Рассмотрены резонансные перенапряжения, возникающие вследствие неполнофазных режимов работы линии электропередачи сверхвысокого напряжения. В работе показано влияние уровней продольной несимметрии на расчет сопротивлений компенсационных реакторов для уменьшения значений перенапряжений в паузе однофазного автоматического включения. Рассмотрена степень влияния схемы транспозиции проводов на выбор сопротивления компенсационного реактора и на значения резонансных перенапряжений в цикле однофазного автоматического повторного включения. Произведена оценка коэффициентов несимметрии для различных схем транспозиции. Для выбора сопротивления компенсационного реактора были взяты данные действующих высоковольтных линий электропередачи 750 кВ. Приведены рекомендации по внедрению мер предупреждения и ограничения резонансных перенапряжений. Рассмотрены актуальные теоретические и практические проблемы эксплуатации линии электропередачи сверхвысокого напряжения и показаны пути дальнейших исследований. Библ. 14, рис. 5., табл. 2.

Ключевые слова: неполнофазный режим, резонансные перенапряжения, компенсационный реактор, транспозиция проводов, продольная несимметрия.

INFLUENCE ESTIMATION OF ASYMMETRY EXTRA HIGH VOLTAGE TRANSMISSION LINE ON DETERMINATION OF COMPENSATING REACTOR PARAMETERS

Vladislav Kuchanskyu, Denys Malakhatka,
Institute of Electrodynamics of the National Academy of Sciences of Ukraine,
pr. Peremohy, 56, Kyiv, 03057, Ukraine
e-mail: kuchanskiyvladislav@gmail.com

The article shows the urgency of the problem of studying resonant processes in extra high voltage power lines. The research of processes in extra high voltage power transmission lines is carried out to develop and implement measures to prevent overvoltages. Resonant overvoltages arising because of open phase modes of operation of the extra high voltage transmission line are considered. The paper shows the influence of the levels of longitudinal asymmetry on the calculation of the resistances of compensating reactors to reduce the values of overvoltages in the pause of single-phase automatic reclose. The degree of influence of the wire transposition scheme on the choice of the resistance of the compensation reactor and on the values of resonant overvoltages in the cycle of single-phase automatic reclose is considered. Estimation of asymmetry coefficients for different transposition schemes is performed. To select the resistance of the compensation reactor, the data of the existing high-voltage transmission lines of 750 kV were taken. Recommendations for the implementation of measures to prevent and limit resonant overvoltages are given. The current theoretical and practical problems of operation of the extra high voltage power line are considered and the ways of further research are shown. Ref. 14, fig. 5, tables 2.

Keywords: asymmetric mode, resonance overvoltages, compensation reactor, transposition of wires, longitudinal asymmetry.

1. Kuznetsov V.G., Tugai Yu.I. Improving reliability and efficiency of bulk electrical networks. *Pratsi Instytutu elektrodynamiky Natsionalnoi Akademii Nauk Ukrainy*. 2009. No 23. Pp. 110–117. (Ukr)
2. Kuznetsov V.G., Tugay Yu.I. Trends in the development of power supply systems. *Elektrotehnika ta elektroenergetika*. 2000. No 2. Pp.73–76. (Ukr)
3. Kuznetsov V.G., Tugay Yu. I., Kuchansky V.V. Investigation of the effect of transposition of the extra high voltage transmission line on abnormal overvoltage. *Tekhnichna Electrodynamica*. 2013. Vol. 6. Pp.51–56. (Ukr)
4. Wang J., Wang Y., Peng X., Xu X. Li, X. and Mao X. Induced Voltage of Overhead Ground Wires in 50 0-kV Single-Circuit Transmission Lines in *IEEE Transactions on Power Delivery*. June 2014. Vol. 29. No. 3. Pp. 1054–1062. DOI: <https://doi.org/10.1109/TPWRD.2013.2251371>.
5. Sang-Pil Ahn, Chul-Hwan Kim, Aggarwal R. K. and Johns A. T. An alternative approach to adaptive single pole auto-reclosing in high voltage transmission systems based on variable dead time control in *IEEE Transactions on Power Delivery*. Oct. 2001. Vol. 16. No. 4. Pp. 676–686. DOI: <https://doi.org/10.1109/61.956756>.

6. Kuchansky V.V. Application of Controlled Shunt Reactors for Suppression Abnormal Resonance Overvoltages in Assymetric Modes. 2019. *IEEE 6th International Conference on Energy Smart Systems (ESS)*. Pp.122–125.
7. Kuchansky V. Criteria of resonance overvoltages occurrence in abnormal conditions of extra high voltage transmission lines. Scientific works of Vinnitsa National Technical University. 2016. Vol. 4. Pp. 51–54.
8. Gross E. T. B. and Weston A. H. Transposition of High-Voltage Overhead Lines and Elimination of Electrostatic Unbalance to Ground, in *Transactions of the American Institute of Electrical Engineers*. July 1951. Vol. 70. No. 2. Pp. 1837–1844. DOI: <https://doi.org/10.1109/T-AIEE.1951.5060639>.
9. Derek Humpage W., Wong K. P. and Nguyen T. T. Operating unbalance in long-distance transmission in *IEE Proceedings C - Generation, Transmission and Distribution*. March 1985. Vol. 132. No. 2. Pp. 67–75. DOI: <https://doi.org/10.1109/APPEEC.2011.5748939>.
10. Chen L., Liu H., Wu M., Wei D. and Niu M. Study on Compensation for Secondary Arc Current on UHV Double-Circuit Lines 2011 *Asia-Pacific Power and Energy Engineering Conference*, Wuhan. 2011. Pp. 1–4. DOI: <https://doi.org/10.1109/APPEEC.2011.5748939>.
11. Abbasi H. Seyedi and Strunz K.. Simulation and analysis of the effect of single-pole auto-reclosing on HV transmission lines switching overvoltages. 2009. *IEEE Power & Energy Society General Meeting, Calgary, AB*. 2009. Pp. 1–9. DOI: <https://doi.org/10.1109/PES.2009.5275435>
12. Vyazmensky M.B., Ishkin V.Kh., Kryukov K.P. et al. Handbook on the design of power transmission lines. M.: Energiya, 1980. 296 p. (Rus)
13. The Code of Transmission Systems. Approved by the NCREMS resolution 309 on 14.03.2018.(Ukr)
14. N.M. Belyakov, K.P. Kadomskaya, M.L. Levinstein; M.L. Levinstein. Processes at single-phase automatic reclosing of high voltage lines. M.: Energoatomizdat, 1991. 257 p. (Rus)

Надійшла: 19.10.2020
Received: 19.10.2020

УДК 621.311:681.3

DOI: <https://doi.org/10.15407/publishing2020.57.026>

ОЦІНКА ВАРТОСТІ ПОХИБКИ ПРОГНОЗУ ОБСЯГІВ ВІДПУСКУ ЕЛЕКТРИЧНОЇ ЕНЕРГІЇ БАЛАНСУВАЛЬНОЇ ГРУПИ ВИРОБНИКІВ ЗА «ЗЕЛЕНИМ» ТАРИФОМ

І.В. Блінов*, докт. техн. наук, **Є.В. Парус****, канд. техн. наук, **В.О. Мірошник*****

Інститут електродинаміки НАН України,

пр. Перемоги, 56, Київ, 03057, Україна,

e-mail: blinovigor81@gmail.com, paruseugene@gmail.com, miroshnyk.volodymyr@gmail.com.

Виконано статистичний аналіз похибки прогнозу «на добу наперед» обсягів відпуску електричної енергії виробниками, які входять до балансувальної групи ДП «Гарантований покупець». Визначено розподіл похибок прогнозу за годинами доби. Описано спрощену методіку розрахунку ціни та сумарної вартості похибки прогнозу за використання різних формул розрахунку вартості небалансів. Показано потенціал підвищення точності прогнозу для збільшення допустимої встановленої потужності електростанцій із відновлювальних джерел енергії (ВДЕ) за умов використання наявних в енергосистемі технічних засобів компенсації коливань потужності. Апробація методіки та розрахунок кількісних показників проводився на реальних даних сумарного відпуску виробників із ВДЕ, які публікував ДП «Енергоринок». Розрахунки мають оцінний характер, оскільки ґрунтуються на «наївному» припущенні про розподіл похибок прогнозу, які залежать від структури виробників ВДЕ за різновидами первинних носіїв енергії та конкретних метеорологічних умов. Бібл. 11, рис. 5, табл. 2.

Ключові слова: відновлювальні джерела енергії, ринок електричної енергії, короткострокове прогнозування, нейронні мережі глибинного навчання

Значне зростання фінансового дефіциту ДП «Гарантованого покупця» (ГП) [1, 2] створює загрозу для виконання державою взятих на себе обов'язків перед інвесторами в електростанції на відновлюваних джерелах енергії. Основними причинами дефіциту бюджету ГП є зростання кількості виробників із відновлюваних джерел енергії (ВДЕ), заборгованість ПрАТ «НЕК «Укренерго» та обмеження купівлі електроенергії в рамках механізму покладання спеціальних обов'язків (ПСО), низька точність прогнозування, що зумовлює небаланси ГП. Крім того, низька точність прогнозів обсягів відпуску електричної енергії ускладнює диспетчеризацію енергосистеми та вимагає підвищеного рівня резервів для регулювання режиму об'єднаної електроенергетичної системи (ОЕС) України. Зі свого боку розрахунок вартості похибки прогнозу необхідний для розроблення інвестиційних програм та оцінювання економічного ефекту від впровадження засобів прогнозування [3].

Метою роботи є опис розробленої спрощеної методіки для розрахунку вартості похибки прогнозу обсягів відпуску електричної енергії виробниками з ВДЕ та отриманих за її допомогою кількісних оцінок.

До початку роботи нового ринку електричної енергії [4] на сайті філії «Гарантований покупець» ДП «Енергоринок» публікувались дані про сумарний погодинний відпуск електричної енергії всіма виробникам із ВДЕ та відповідний прогноз «на добу наперед». Прогнозний графік являв собою суму прогнозних графіків деяких виробників.

Дані були опубліковані за період із 01.07.2015 до 06.06.2019, після 06.06.2019 нові відомості не публікувались. За інформацією ПрАТ «НЕК «Укренерго» зараз спостерігається постійне зростання встановленої потужності станцій із ВДЕ, яке значною мірою прискорилось у 2019 році (рис. 1). Крім того, суттєвих змін зазнала структура ВДЕ: упродовж усього періоду частка сонячних електростанцій (СЕС) росла найшвидше, що пояснюється найвищим зеленим тарифом та найбільшим зниженням вартості побудови електростанцій такого типу [5]. За період із 2009 до 2020 р. нормована вартість

електроенергії (LCOE) СЕС упала з 359 \$/МВт·год до 37 \$/МВт·год, у той самий час для вітрових електростанцій (ВЕС) цей показник знизився зі 135 \$/МВт·год до 40 \$/МВт·год [6].

Для оцінювання впливу ВДЕ на ринкову вартість електричної енергії розглянемо спрощену модель ціноутворення в організованих сегментах ринку електроенергії України з єдиним для всіх сегментів графіком пропозиції та фіксованим за обсягами нееластичним за ціною попитом у межах однієї години доби [7, 8].

За умовою обов'язковості продажу всіх обсягів виробленої ВДЕ електроенергії відповідна пропозиція розглядається на ринку «на добу наперед» (РДН) першочергово, що призводить до зміщення інших пропозицій вправо за віссю обсягів. Таке зміщення призводить до зменшення граничної ціни на погодинному аукціоні РДН – стійка тенденція за появи будь-якої додаткової пропозиції з мінімальним значенням ціни в сегменті РДН. Точка перетину графіків попиту та пропозиції в сегменті РДН також є початковою точкою графіка пропозиції для балансування на завантаження чи розвантаження енергоагрегатів електростанцій на БР (для спрощення несуттєві відносно повного балансу обсяги торгів у сегменті внутрішньодобового ринку (ВДР) не враховуємо).

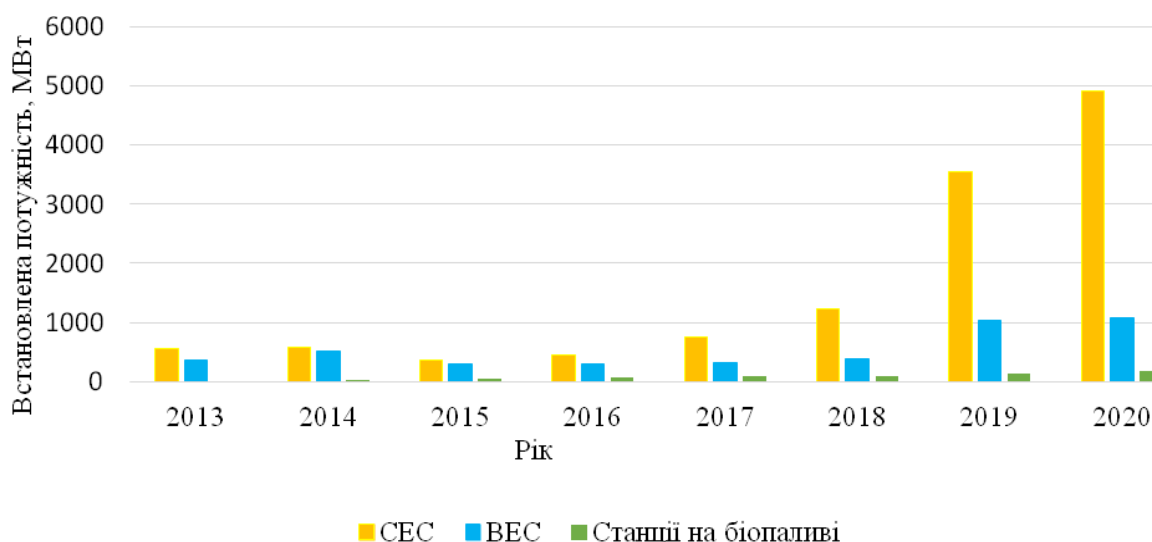


Рис. 1

На протигагу тенденціям до зниження ринкової вартості електроенергії в організованих ринкових сегментах, збільшення обсягів виробництва електроенергії електростанціями з ВДЕ призводить до збільшення обсягів небалансів унаслідок незадовільної точності прогнозування.

Крім того, стохастичний слабопрогнозований характер моментальних значень рівнів генерації об'єктів ВДЕ зумовлює потребу в додаткових резервах генерувальних потужностей для регулювання режимів ОЕС України. Це призводить до скорочення обсягів пропозиції електроенергії в заявках виробників і, відповідно, до підвищення цін в організованих ринкових сегментах.

З огляду на дефіцит балансу ГП найважливішими є фінансові аспекти, пов'язані з похибкою прогнозу обсягів відпуску електричної енергії балансувальною групою ВДЕ.

Згідно з «Правилами ринку» [9] обсяг небалансів учасника ринку, який сам відповідає за дотримання заявленого графіка та не є постачальником послуг із балансування, розраховується за формулою:

$$IEQ_{t,d,z} = MP_{t,d,z} - NP_{t,d,z}, \quad (1)$$

де $MP_{t,d,z}$ – сальдований фактичний обсяг споживання/відпуску в торговій зоні z для години t доби d ;

$NP_{t,d,z}$ – сальдований заявлений обсяг споживання/відпуску в торговій зоні z для години t доби d .

Загалом заявлений обсяг є сумою обсягів двосторонніх договорів, контрактів на ринку «на добу наперед» та внутрішньодобовому ринку. На разі весь обсяг електроенергії, відпущеної виробниками за «зеленим» тарифом, продається на РДН.

До 01.03.2020 вартість небалансів у годину t доби d торгової зони z розраховувалася за формулою:

$$CIEQ_{t,d,z} = IMSP_{t,d,z} \cdot IEQ_{t,d,z}, \quad (2)$$

де $IMSP_t$ – ціна небалансів для t -ї години, яка визначається за результатами сесії балансувального ринку, як середньозважена ціна купівлі послуг із розвантаження та завантаження в постачальників послуг балансування, грн/МВт·год.

Додатне значення $CIEQ_t$ означає нарахування для сторони, відповідальної за баланс (СВБ), тоді як від'ємне значення означає списання СВБ незалежно від напряму небалансу електричної енергії системи.

З 01.03.2020 [4] вартість небалансів у годину t доби d розраховувалася за формулою:

$$CIEQ_{tdz} = \begin{cases} IEQ_{tdz} \cdot \min(PDAM_{tdz}, IMSP_{tdz}) \cdot (1 - K^{im}), & IEQ_{tdz} > 0, \\ IEQ_{tdz} \cdot \max(PDAM_{tdz}, IMSP_{tdz}) \cdot (1 + K^{im}), & IEQ_{tdz} < 0, \\ 0, & IEQ_{tdz} = 0, \end{cases} \quad (3)$$

де $PDAM_{tdz}$ – визначена на торгах на РДН ціна купівлі-продажу електричної енергії в зоні z для розрахункового періоду t доби d , грн/МВт·год; $K^{im} = 0,05$ – коефіцієнт ціни небалансу.

Додатне значення $CIEQ_{tdz}$ означає нарахування для СВБ (або списання для Адміністратора розрахунків (АР)), тоді як від'ємне значення означає списання СВБ (або нарахування для АР) незалежно від напряму небалансу електричної енергії системи.

Витрати, які пов'язані з похибкою прогнозу, полягають у різниці вартості небалансів та вартості цієї електричної енергії на ринку «на добу наперед». Для більш точної оцінки доцільно використовувати погодинні значення, оскільки найбільшу частку ВДЕ становлять СЕС, яким притаманна значна добова нерівномірність, як і цінам на різних сегментах гуртового ринку. Варто зауважити, що у разі розрахунку за формулою (2) можливі випадки, коли ціна небалансів вигідніша за ціну РДН, що призводить до ситуації заробітку учасниками ринку на власних похибках прогнозу, оскільки перевищення фактичними значеннями прогнозних продається учасником ринку ОСП, а зниження викупується учасником ринку.

Для оцінювання співвідношення відпуску електричної енергії в різних торгових зонах використовувалися дані ДП «Оператор ринку» за обсягом продажу електричної енергії ДП «Гарантованим» покупцем (обсяги виробників ВДЕ) за вересень 2019 р. У торговій зоні ОЕС України було продано 576026,4 МВт·год ($w_{OEC} = 0,96$), у торговій зоні «Бурштинського енергоострова» (БуЕС) – 22521 МВт·год ($w_{БуЕС} = 0,04$). Таке співвідношення використовується для розрахунку середньої ціни РДН та ціни небалансів з урахуванням наявності двох торгових зон:

$$\bar{P}_i^{PДН} = w_{OEC} \cdot \bar{P}_i^{PДН_{OEC}} + w_{БуЕС} \cdot \bar{P}_i^{PДН_{БуЕС}}; \quad (4)$$

$$\bar{P}_i^{HB} = w_{OEC} \cdot \bar{P}_i^{HB_{OEC}} + w_{БуЕС} \cdot \bar{P}_i^{HB_{БуЕС}}. \quad (5)$$

Для розрахунку витрат, пов'язаних із похибкою прогнозу, використовуючи формулу (2), достатньо оцінити різницю середніх цін небалансів та РДН в i -ту годину доби. Вартість місячних небалансів та вартість похибки прогнозу в такому випадку розраховуються за формулами:

$$B_{HB} = k_{BCT} \cdot d \cdot \sum_{i=1}^{24} \left(\bar{W}_i^{вгору} \cdot w_i^{вгору} - \bar{W}_i^{вниз} \cdot w_i^{вниз} \right) \cdot \bar{P}_i^{HB}; \quad (6)$$

$$B_{\text{ПР}} = k_{\text{ВСТ}} \cdot d \cdot \sum_{i=1}^{24} \left(\bar{W}_i^{\text{вгору}} \cdot w_i^{\text{вгору}} - \bar{W}_i^{\text{вниз}} \cdot w_i^{\text{вниз}} \right) \cdot \left(\bar{C}_i^{\text{РДН}} - \bar{C}_i^{\text{НБ}} \right), \quad (7)$$

де d – кількість днів у розрахунковому місяці;

$\bar{W}_i^{\text{вгору}}, \bar{W}_i^{\text{вниз}}$ – середні значення відхилень в i -ту годину доби, МВт·год;

$w_i^{\text{вгору}}, w_i^{\text{вниз}}$ – частка відхилень в i -ту годину доби.

Від’ємні значення $B_{\text{ПР}}$ відповідають утратам Гарантованого покупця від похибки прогнозу обсягів відпуску ВДЕ.

Для оцінювання впливу змін порядку розрахунку вартості небалансів на витрати ГП додатково необхідно визначити ціну небалансів окремо у випадках, коли вона вища та нижча від ціни РДН. З огляду на різні значення ціни небалансів формули 4 та 5 набувають такого вигляду:

$$B_{\text{НБ}} = k_{\text{ВСТ}} \cdot d \cdot \sum_{i=1}^{24} \left(\bar{W}_i^{\text{вгору}} \cdot w_i^{\text{вгору}} \cdot \bar{C}_i^{\text{НБ}_{\text{вгору}}} - \bar{W}_i^{\text{вниз}} \cdot w_i^{\text{вниз}} \cdot \bar{C}_i^{\text{НБ}_{\text{вниз}}} \right); \quad (8)$$

$$B_{\text{ПР}} = k_{\text{ВСТ}} \cdot d \cdot \sum_{i=1}^{24} \left(\bar{W}_i^{\text{вгору}} \cdot w_i^{\text{вгору}} \cdot \left(\bar{C}_i^{\text{РДН}} - \bar{C}_i^{\text{НБ}_{\text{вгору}}} \right) - \bar{W}_i^{\text{вниз}} \cdot w_i^{\text{вниз}} \cdot \left(\bar{C}_i^{\text{РДН}} - \bar{C}_i^{\text{НБ}_{\text{вниз}}} \right) \right). \quad (9)$$

Варто зауважити, що на відміну від формули (5), використання (7) завжди призводить до втрат ГП, оскільки $\bar{C}_i^{\text{НБ}_{\text{вгору}}}$ завжди вище ціни РДН, а $\bar{C}_i^{\text{НБ}_{\text{вниз}}}$ – завжди нижче.

Для ілюстрації характеру похибки прогнозу обсягів відпуску електричної енергії об’єктами ВДЕ використано дані за період з 06.05.2019 до 06.06.2019. За цей час встановлена потужність станцій з ВДЕ становила 3488 МВт.

Найбільше відхилення прогнозу вниз (фактичний обсяг вище прогнозного) за цей період становило 441 МВт·год і спостерігалось 16.05.2019 о 7 годині ранку (рис. 2). У такому випадку похибка прогнозу пов’язана зі значною різкою зміною обсягів відпуску ВЕС (рис. 3). З наведеного графіка також видно, що в роботі ВЕС практично немає добової періодичності.

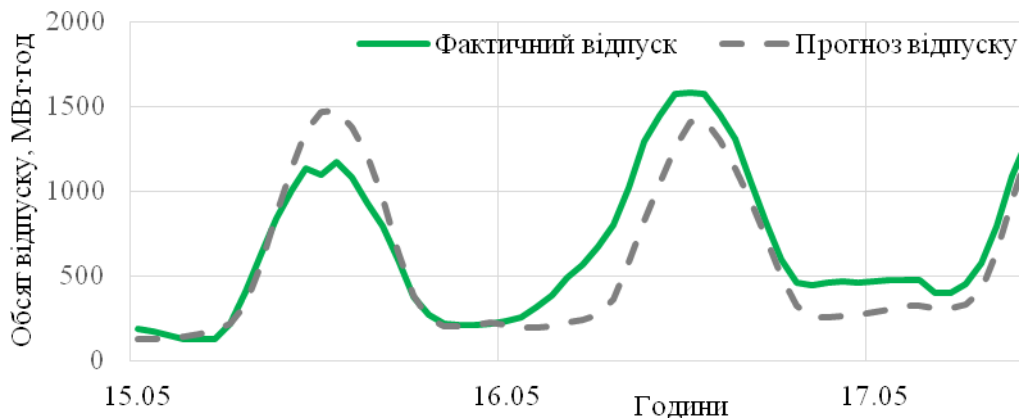


Рис. 2

Як усереднений показник похибки прогнозу для певних годин доби використовується середньоквадратична похибка, яка розраховується за формулою:

$$RMSE_i = \sqrt{\frac{\sum_{d=1}^n (W_i^d - PR_i^d)^2}{n}}, \quad d = 1 \dots n, \quad (10)$$

де W_i^d – фактичний обсяг відпуску в годину i доби d ;

PR_i^d – прогнозний обсяг відпуску в годину i доби d ;

n – кількість днів у місяці.

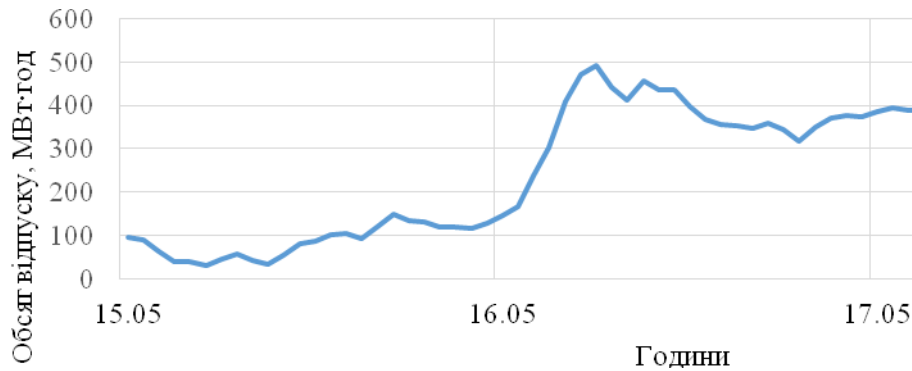


Рис. 3

Використання середньоквадратичної похибки обумовлено її більшою чутливістю порівнюючи з похибкою за модулем до аномально великих відхилень.

Цей показник можна представити у вигляді відсотків від встановленої потужності в місячному розрізі, що дасть змогу екстраполювати розраховані значення похибки:

$$RMSEn_t^m = \frac{RMSE_t^m}{P_{inst}^m} \cdot 100\%, \quad (11)$$

де P_{inst}^m – сумарна встановлена потужність ВДЕ за місяць m .

Зважаючи на те, що для покриття небалансів вгору та вниз використовуються різні послуги з балансування, доцільно проаналізувати середні значення відхилень вгору та вниз за годинами доби. Крім того, для різних періодів доби використовуються різні цінові обмеження на ринку РДН, до яких прив'язано цінові обмеження заявок послуг на балансування. Піковий період доби визначено з 08-09 до 22-23 години, напівпіковий період – з 00-01 до 07-08 та 23-00 години. На рис. 4 наведено середні значення відхилень окремо для випадків, коли прогноз перевищує факт (відхилення зі знаком мінус), та випадків, коли факт перевищує прогноз (відхилення зі знаком плюс) у межах кожної години.

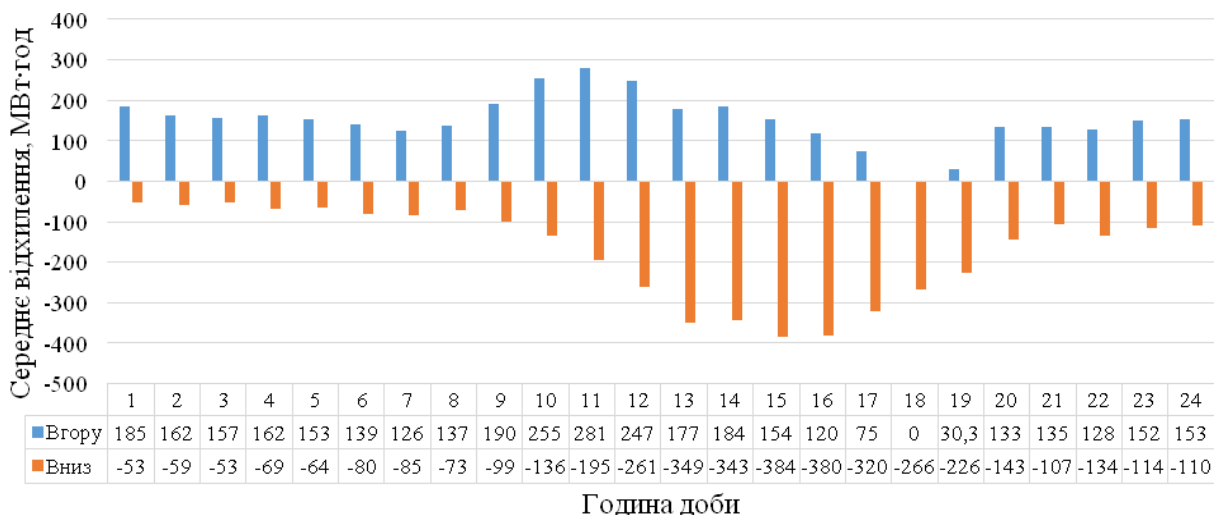


Рис. 4

Для оцінювання характеру розподілу похибок прогнозу використано фактичні та прогнозні погодинні обсяги за вересень 2018 р. Дані було опубліковано на сайті «Гарантованого покупця», після запуску нової моделі ринку публікація даних припинилась. Отримані розподіли похибок було наведено до встановленої потужності вересня 2019 р. За інформацією НКРЕКП встановлена потужність об'єктів ВДЕ станом на 1 жовтня 2018 р. становила 1803,573 МВт, а станом на 1 жовтня 2019 р. – 4588,587 МВт, або у 2,54 раза ($k_{ВСТ}$)

вища. Дані наведено без розподілу по ОЕС України та Бурштинському енергоострову (БуЕС).

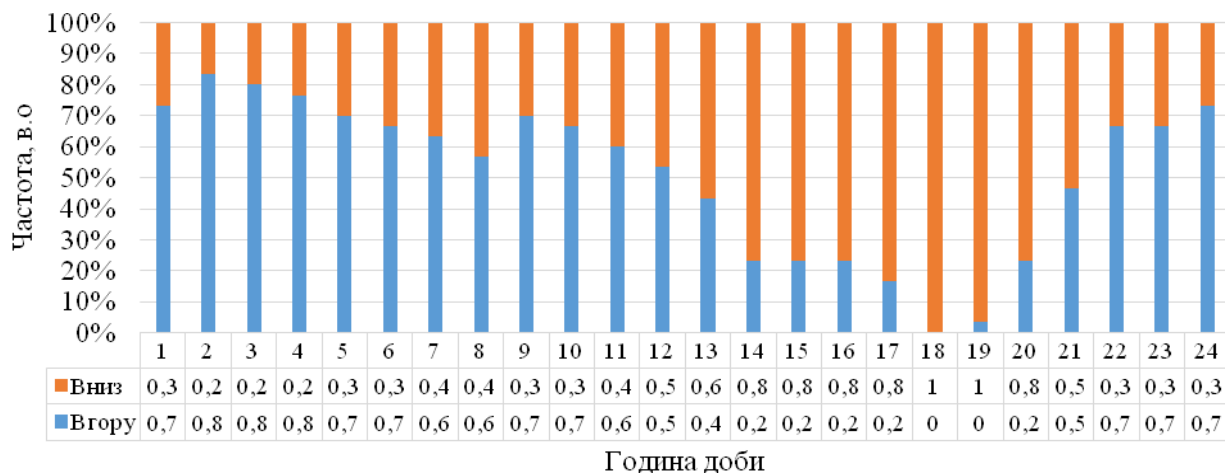


Рис. 5

Зважаючи на стохастичний характер похибки прогнозів, для більшої робастності оцінок у розрахунках використовуються середні погодинні значення відхилень фактичних значень вгору і вниз (рис. 4), які було помножено на коефіцієнт $k_{вст}$, а також оцінено частоту таких відхилень (рис. 5).

Результати розрахунків, проведених для вересня 2019, з використанням оцінок розподілу похибки за даними вересня 2018, наведено в табл. 1.

Таблиця 1

Формули розрахунку	B_{NB} , грн	B_{NP} , грн
До 01.03.2020	-52 014 742,46	829 183,64
Після 01.03.2020	-81 170 359,91	-30 203 857,11

Згідно з наведеними даними гарантований покупець потенційно міг заробити на похибках прогнозу майже 800 тис. грн у вересні 2019 р. за умови витрат на небаланси 52 млн грн. У разі використання наявних формул розрахунку вартості небалансів втрати,

пов'язані з похибкою прогнозу, могли становити приблизно 30 млн грн за загальної вартості небалансів у 81 млн грн.

Ці розрахунки мають оцінний характер, оскільки ґрунтуються на «наївному» припущенні про розподіл похибок прогнозу, які залежать від структури виробників ВДЕ за різновидами первинних носіїв енергії та конкретних метеорологічних умов, що склались у вересні 2019 р. З огляду на те, що в доступних даних наявні тільки сумарні прогнози всієї балансувальної групи гарантованого покупця, точно оцінити вклад кожного типу ВДЕ за наявних даних неможливо.

У інституті електродинаміки НАН України розроблено штучну нейронну мережу глибинного навчання [10] для прогнозування сумарного погодинного відпуску електричної енергії виробниками з ВДЕ [11]. Виходом нейронної мережі є три вектори погодинних значень для прогнозованої доби. Крім найбільш імовірних значень відпуску, додаткові виходи прогнозують значення 10 та 90 перцентилів закону розподілу, ширина якого є оцінкою невизначеності прогнозу. Окрім вихідних нейронів, архітектура нейронної мережі включає 7 прихованих шарів із активаційними функціями *SELU* (*Scaled exponential linear unit*) з обхідними з'єднаннями. Для навчання нейронної мережі використовувався алгоритм ADAM з періодичною зміною кількості прикладів у міні пакеті.

Порівняння точності прогнозів нейронної мережі та власних прогнозів виробників за період із 06.05.2019 до 06.06.2019 наведено в табл. 2.

Таблиця 2

Модель	RMSE		MAX	
	% від встановленої потужності	МВт·год	% від встановленої потужності	МВт·год
Прогноз виробників	4,78	166	21,18	731
Нейронна мережа	4,38	152	12,14	419

Запропонована модель для прогнозу сумарного відпуску електричної енергії виробниками з ВДЕ забезпечує більш точні прогнози. Зокрема її середньоквадратична похибка є нижчою на 8,5 %, ніж похибка прогнозу виробників, водночас максимальна похибка знизилася на 43 %, що свідчить про значно вищу стабільність прогнозів нейронної мережі.

У середньому похибка сумарного відпуску становить 4,78 % від встановленої потужності (використовувалися помісячні дані про встановлену потужність). У літній період відносна похибка очікувано вища, ніж у зимовий, що пояснюється зниженням відпуску СЕС через зменшення тривалості світлового дня.

За умови збереження поточної тенденції збільшення встановленої потужності ВДЕ, особливо СЕС, екстраполюючи наведені вище показники відносної похибки, можна очікувати середні значення відхилення у 2020 р. на рівні від 334 МВт·год (за умови $P_{inst}^m = 7000$ МВт) до 478 МВт·год ($P_{inst}^m = 10000$ МВт) та екстремальних відхилень $W - PR < 0$ на рівні 1500 МВт·год (за умови $P_{inst}^m = 7000$ МВт) та 2100 МВт·год ($P_{inst}^m = 10000$ МВт) і відхилень $W - PR > 0$ у діапазонах 900 МВт·год (за умови $P_{inst}^m = 7000$ МВт) та 1400 МВт·год ($P_{inst}^m = 10000$ МВт).

Висновки.

За результатами аналізу та на основі моделювання відпуску електроенергії виробниками з ВДЕ показано, що згідно з використаними для моделювання даними Гарантований покупець потенційно міг заробити на похибках прогнозу майже 800 тис грн у вересні 2019 р. за сумарних витрат на небаланси 52 млн грн. Однак за сучасних умов, використовуючи діючі з 01.03.2020 формули розрахунку вартості небалансів, можна констатувати втрати, пов'язані з похибкою прогнозу, які становлять приблизно 30 млн грн за загальної вартості небалансів у 81 млн грн, що зумовлює підсилення відповідальності Гарантованого покупця за створювані небаланси. Водночас наведений приклад зниження похибки прогнозу показує економічний ефект у розмірі 2,5 млн грн на місяць. Отже, запропонована в статті методика дає змогу виконати аналіз вартості похибки прогнозу обсягів відпуску електричної енергії виробниками з ВДЕ, що входять до балансувальної групи Гарантованого покупця, і є основою для подальших досліджень можливостей збільшення частки ВДЕ в загальному балансі ОЕС України та оцінки ефективності засобів прогнозування відпуску електроенергії такими виробниками.

Фінансується за держбюджетною темою «Моделі та засоби оцінки впливу технологічних обмежень об'єктів низьковуглецевої енергетики на процеси ціноутворення в сегментах ринку електричної енергії України» (378-20) відповідно до розпорядження Президії НАН України від 26.05.2020 № 239 «Про затвердження переліку наукових робіт цільового міждисциплінарного проекту НАН України "Науково-технічні та економіко-екологічні засади низьковуглецевого розвитку України", що будуть виконуватись у 2020 році». Державний реєстраційний номер роботи 0120U002125. КПКВК 6541030.

1. Про затвердження Ліцензійних умов провадження господарської діяльності зі здійснення функцій гарантованого покупця. Постанова НКРЕКП від 27.12.2017 № 1471 (ред. від 09.10.2019).
2. Порядок купівлі гарантованим покупцем електричної енергії, виробленої з альтернативних джерел енергії. Постанова НКРЕКП 26 квітня 2019 року № 641 у редакції постанови НКРЕКП 13 грудня 2019 р. № 2802.

3. Hong T. Crystal Ball Lessons in Predictive Analytics. EnergyBiz, 2015. Vol. 12. Issue 2. Pp.35–37.
4. Про ринок електричної енергії: Закон України № 2019-VIII від 13.04.2017. URL: <http://zakon3.rada.gov.ua/laws/show/2019-19> (дата звернення: 21.07.2017).
5. Gielen Dolf, Gorini R., Wagner N., Leme R., Prakash G., Lorenzoni L., Asmelash E., Collins S., Janeiro L., Bhuiyan R., Ferroukhi R., Renner M., Parajuli B., Casals X., Lebdioui A., Rigg K., Lehr U., Alexandri E., Chewpreecha U., Vercoulen P. IRENA Global Renewables Outlook Summary 2020. DOI: <https://doi.org/10.13140/RG.2.2.35573.81121>. URL: https://www.irena.org/media/Files/IRENA/Agency/Publication/2020/Apr/IRENA_Global_Renewables_Outlook_2020.pdf (дата звернення: 05.11.2020)
6. Lazard's Levelized Cost Of Energy Analysis — Version 14.0. URL: <https://www.lazard.com/media/451419/lazards-levelized-cost-of-energy-version-140.pdf> (дата звернення: 05.11.2020).
7. Ivanov H.A., Blinov I.V., Parus E.V. Simulation Model of New Electricity Market in Ukraine. *IEEE 6th International Conference on Energy Smart Systems (ESS)*. 2019. Pp. 339–342.
8. Кириленко О.В., Блінов І.В., Парус Є.В. Визначення результатів аукціону з купівлі-продажу електричної енергії. *Проблеми загальної енергетики*. 2010. № 3. С. 5–12.
9. Про затвердження Правил ринку: постанова Національної комісії, що здійснює державне регулювання у сферах енергетики та комунальних послуг від 14 березня 2018 р. № 307. *Урядовий кур'єр*. 2018. № 117.
10. Блінов І.В., Мірошник В.О., Шиманюк П.В. Короткостроковий інтервальний прогноз сумарного відпуску електроенергії виробниками з відновлюваних джерел енергії. *Праці Інституту електродинаміки*. 2019. Вип. 54. С. 5–12.
11. Croonenbroeck C., Stadtmann G. Renewable generation forecast studies—Review and good practice guidance. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*. 2019. Vol. 108. Pp. 312–322.

УДК 621.311:681.3

ОЦЕНКА СТОИМОСТИ ОШИБКИ ПРОГНОЗА ОБЪЕМОВ ОТПУСКА ЭЛЕКТРИЧЕСКОЙ ЭНЕРГИИ БАЛАНСИРУЮЩЕЙ ГРУППЫ ПРОИЗВОДИТЕЛЕЙ ПО «ЗЕЛЕНОМУ» ТАРИФУ

И.В. Блиннов, докт. техн. наук, **Е.В. Парус**, канд. техн. наук, **В. А. Миросшник**

Институт электродинамики НАН Украины,

пр. Победы, 56, Киев, 03057, Украина,

e-mail: blinovigor81@gmail.com, paruseugene@gmail.com, miroshnyk.volodymyr@gmail.com.

Выполнен статистический анализ погрешности прогноза «на сутки вперед» объемов отпуска электрической энергии производителями, которые входят в балансирующую группу ГП «Гарантированный покупатель». Определено распределение погрешностей прогноза по часам суток. Описана упрощенная методика расчета цены и суммарной стоимости погрешности прогноза при различных формулах расчета стоимости небалансов. Показано потенциал повышения точности прогноза для увеличения допустимой установленной мощности электростанций с ВИЭ при использовании имеющихся в энергосистеме технических средств компенсации колебаний мощности. Апробация методики и расчет количественных показателей проводился на реальных данных суммарного отпуска производителей из ВИЭ, которые публиковало ГП «Энергорынок». Расчеты носят оценочный характер, поскольку основываются на «наивном» предположении о распределении погрешностей прогноза, которые зависят от структуры производителей ВИЭ по видам первичных носителей энергии и конкретных метеорологических условий. Библиограф. 11, рис. 5, табл. 2.

Ключевые слова: возобновляемые источники энергии, рынок электрической энергии, краткосрочное прогнозирование, нейронная сеть глубинного обучения, оценка стоимости.

ESTIMATION OF THE COST OF THE ELECTRICITY SUPPLY FORECAST ERROR FOR THE "GREEN" TARIFF PRODUCERS BALANCE GROUP

I. Blinov, E. Parus, V. Mirosshnyk

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

pr. Peremohy, 56, Kyiv, 03057, Ukraine,

e-mail: blinovigor81@gmail.com, paruseugene@gmail.com, miroshnyk.volodymyr@gmail.com.

The statistical analysis of the forecast error of the "day ahead" electricity supply volumes by the producers, which are included in the balancing group of the State Enterprise "Guaranteed Buyer", was carried out. The distribution of forecast errors by hours of the day is determined. A simplified method for calculating the price and the total cost of the

forecast error is described considering the various formulas for the cost of imbalances calculating. The potential for improving the accuracy of the forecast for increasing the permissible installed capacity of power plants with renewable energy sources with the technical means available in the power system to compensate for the power fluctuations is shown. Approbation of the methodology and calculation of quantitative indicators was carried out on real data of the total supply of renewable energy sources by producers, which were published by SE Energorynok. The calculations are of an estimate nature. Since the calculations are based on a "naive" assumption about the distribution of forecast errors, which depend on the structure of RES producers by types of primary energy carriers and specific meteorological conditions. Bibl. 11, fig. 5, tables 2.

Keywords: renewable sources, electricity market, short-term forecasting, forecast interval, deep learning neural networks, cost estimation

1. Licensing Conditions for Business Activities to Perform the Functions of a Guaranteed Buyer, approved by the resolution of the National Commission for State Regulation of Energy and Utilities of December 27. 2017. No 1471 (with changes of the resolution No 2029). (Ukr)
2. On approval of regulations governing the activities of a guaranteed buyer and purchase of electricity at a green tariff. Resolution of National energy and regulatory commission, Ukraine of April 26. 2019. No 641 (with changes of the resolution No 2802). (Ukr)
3. Hong T. Crystal Ball Lessons in Predictive Analytics. *EnergyBiz*. 2015. Vol.12. Issue 2. Pp.35–37.
4. On Electricity Market: The Law of Ukraine. No 2019-VIII. 13.04.2017.
URL: <http://zakon3.rada.gov.ua/laws/show/2019-19>. (Ukr) (accessed : 21.07.2017).
5. Gielen Dolf, Gorini R., Wagner N., Leme R., Prakash G., Lorenzoni L., Asmelash E., Collins S., Janeiro L., Bhuiyan R., Ferroukhi R., Renner M., Parajuli B., Casals X., Lebdioui A., Rigg K., Lehr U., Alexandri E., Chewprecha U., Vercoulen P. IRENA Global Renewables Outlook Summary 2020.
DOI: <https://doi.org/10.13140/RG.2.2.35573.81121>.
URL: https://www.irena.org//media/Files/IRENA/Agency/Publication/2020/Apr/IRENA_Global_Renewables_Outlook_2020.pdf.
6. Lazard's Levelized Cost Of Energy Analysis . Version 14.0.
URL: <https://www.lazard.com/media/451419/lazards-levelized-cost-of-energy-version-140.pdf>.
7. Ivanov H.A., Blinov I.V., Parus E.V. Simulation Model of New Electricity Market in Ukraine. 2019. *IEEE 6th International Conference on Energy Smart Systems (ESS)*. Pp. 339–342. (Eng)
8. Kyrylenko O.V., Blinov I.V., Parus E.V. Determination of the auction results for purchase and selling of electricity. *Problems of general energy*. 2010. No 3. Pp. 5–12. (Ukr)
9. About the statement of Rules of the market. Resolution of National energy and regulatory commission, Ukraine. March 14 2018. No 307.
10. Blinov I. Miroshnyk V., Shymaniuk P. Short-term interval forecast of total electricity generation by renewable energy sources producers. *Pratsi Instytutu Electrodynamiky NAN Ukrainy*. 2019. No 54. Pp. 5–12. (Ukr)
11. Croonenbroeck C., Stadtmann G. Renewable generation forecast studies—Review and good practice guidance. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*. 2019. Vol. 108. Pp. 312–322.

Надійшла: 16.10.2020

Received: 16.10.2020

УДК 621.314

DOI: <https://doi.org/10.15407/publishing2020.57.035>

ВПЛИВ ПОХИБКИ ПРОГНОЗУВАННЯ ШВИДКОСТІ ВІТРУ НА ВЕЛИЧИНУ ЗОНИ КЕРОВАНОЇ РОБОТИ НАКОПИЧУВАЧА В СИСТЕМІ З ВІТРОГЕНЕРАТОРОМ

К.С. Клен*, канд. техн. наук, **М.К. Яременко****, **В.Я. Жуйков*****, докт. техн. наук, Національний технічний університет України «Київський політехнічний інститут імені Ігоря Сікорського», пр. Перемоги, 37, Київ, 03056, Україна
e-mail: actionfenix@gmail.com

У статті проведено аналіз впливу похибки прогнозування швидкості вітру на величину зони керованої роботи накопичувача. Наведено формулу для розрахунку потужності на виході вітрогенератора за відомими значеннями швидкості вітру. Показано, що в разі досягнення похибки прогнозування швидкості вітру 20 %, зона керованої роботи накопичувача зникає. Обґрунтовано необхідність порівняння методів прогнозування з різною дискретністю даних для забезпечення мінімально можливої похибки прогнозування та визначення впливу дискретності даних на похибку. Наведено формули схеми «предиктор-коректор» для методів Адамса, Гемінга та Мілна. Наведено другу інтерполяційну формулу Ньютона для інтерполяції/екстраполяції в кінці таблиці даних. Для оцінювання точності прогнозу застосовано середню відносну похибку МАРЕ. Показано, що похибка прогнозування менша за використання даних із меншою дискретністю. Показано, що у разі використання методу Адамса з горизонтом прогнозу до 30 хв. у межах ± 34 % від середнього значення енергії можна керувати або розряджати накопичувач. Бібл. 13, рис. 2, табл. 3.

Ключові слова: відновлювані джерела енергії, вітрогенератор, прогнозування, теорія мартингалів, метод Адамса, інтерполяційний поліном Ньютона.

Вступ. Збільшення частки електростанцій із відновлюваними джерелами енергії (ВДЕ), зокрема вітрогенераторами (встановлена потужність в Україні в 2016 році досягла 925 ГВт), у енергосистемах України та світу призводить до необхідності покращення наявних або/та розроблення нових ефективних алгоритмів та систем керування ними з урахуванням змінного та ймовірнісного характеру вихідної потужності ВДЕ та навантаження [1, 2]. Застосування принципу невизначеності Гейзенберга до систем із ВДЕ вказує на необхідність реалізації двох каналів керування [3]. Перший канал на базовому інтервалі має забезпечувати необхідний рівень енергії заряду накопичувача, а другий канал на інтервалі спостереження – максимальний рівень енергії, яку можна отримати від відновлюваних джерел. Відповідно система керування має координувати процеси генерування та накопичення енергії в системі через реалізацію оперативного керування з прогнозуванням. Процес коливання рівня енергії на виході ВДЕ щодо її середнього значення і, відповідно, послідовність відхилення кількості енергії, що потрапляє на заряд або розряд накопичувача, від її середнього значення можна вважати мартингалами [4]. Застосування поняття теорії мартингалів до моделювання процесів у системах із ВДЕ на короткотривалих інтервалах спостереження є ефективним, оскільки дає змогу оцінити величину зони керованої роботи накопичувача, тобто, по-перше, кількість енергії, яка може виявитися надмірною у випадку заряду накопичувача (що може призвести до перезаряду); по-друге, кількість енергії, що може виявитися недостатньою у випадку розряду накопичувача (що може призвести до надмірного розряду).

Тому метою статті є оцінювання величини зони керованої роботи накопичувача в системі з вітрогенератором з урахуванням впливу похибки прогнозування швидкості вітру.

Оцінювання величини зони керованої роботи накопичувача. У зв'язку з тим, що потік первинної енергії в системах розосередженої генерації з вітрогенераторами є нерівномірним, для компенсації цієї нерівномірності накопичувач електроенергії з пристроєм заряду/розряду зазвичай інтегрується в систему [5]. Для реалізації ефективного прогнозного керування системою необхідно за прогнозованими значеннями потужності на

виході вітрогенератора визначати рівень надлишкової (або недостатньої) енергії для заряду (або розряду) накопичувача.

Потужність на виході вітрогенератора описується такою залежністю від швидкості вітру [6]:

$$P = \frac{1}{2} C_p \cdot \rho \cdot A \cdot v^3, \quad (1)$$

де v – швидкість вітру, ρ – щільність повітря, C_p – коефіцієнт використання вітру, $A = \frac{\pi D^2}{4}$, D – діаметр вітроколеса. Для вітрогенератора СВ-3,1 [7] за умови, що щільність повітря $\rho = 1,25$, а коефіцієнт використання вітру $C_p = 0,5$, потужність на виході дорівнює $P = 3,77 \cdot v^3$.

Для оцінювання рівня енергії для заряду/розряду накопичувача необхідно розрахувати величину потужності на виході вітрогенератора за прогнозованими значеннями швидкості вітру. Якщо умовно прийняти, що швидкість вітру $v = 1$ н.о., то потужність, що може бути отримана від вітрогенератора, $P = 3,77$ н.о. Наприклад, якщо похибка прогнозування складає $\Delta_v = 15\%$, тобто, $v = 0,85$ н.о., потужність $P = 2,32$ н.о., і похибка розрахунку потужності складає $\Delta_p = 38\%$. Це означає, що в межах $\pm 31\%$ від середнього значення енергії можна керувати заряджати або розряджати накопичувач (рис. 1, а).

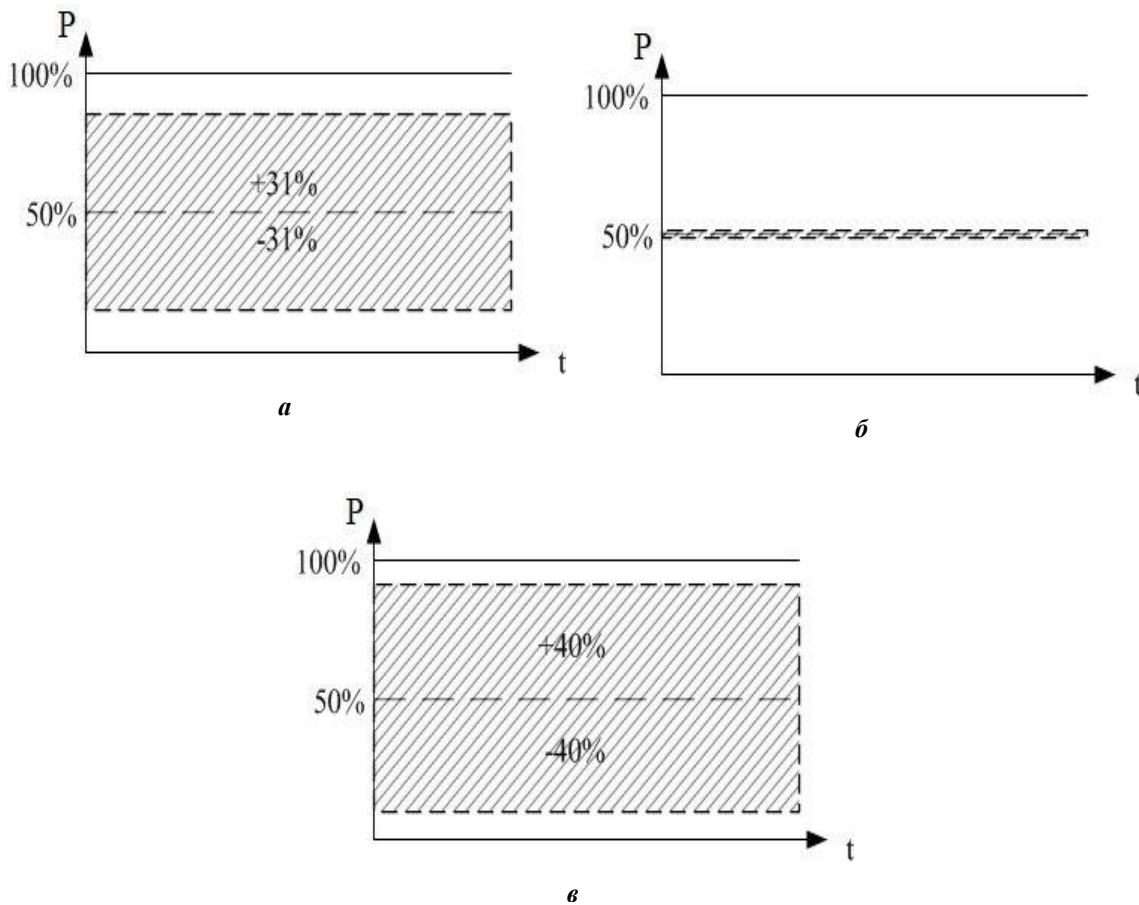


Рис. 1

У разі досягнення похибки прогнозування швидкості вітру 20 %, зона керованої роботи накопичувача зникає (рис 1, б). Якщо необхідно забезпечити керовану ділянку роботи накопичувача в межах 80 %, потрібно, щоб похибка прогнозування швидкості вітру не перевищувала 7 % (рис. 1, в).

Тому важливим завданням є вибір методу прогнозування, який забезпечує мінімально можливу похибку. Для цього доцільно розглянути та порівняти наявні методи та визначити вплив дискретності даних на похибку прогнозування.

Порівняння методів прогнозування. Як початкові дані для прогнозування використовуються спостереження з метеостанції в м. Києві [8] з дискретністю одна година, для яких проводиться прогнозування з горизонтом прогнозу за 1–6 інтервалів (1–6 годин); а також дані з м. Алегнагик [9] з дискретністю п'ять хвилин, для яких прогнозування також проводиться з горизонтом прогнозу за 1–6 інтервалів (5–30 хвилин). Прогнозування виконується для даних із монотонним трендом (лінійно висхідним або лінійно спадним) на певному інтервалі. Водночас приймаємо, що ці швидкості вітру вимірюються в площині нормалі до площини вітроколеса.

Перед прогнозуванням необхідно виконати попередню обробку даних для очищення ряду. Для цього необхідно визначити дані, що відповідають поривам вітру. Згідно з [10] вважаємо, що швидкість вітру описується Гаусівським законом розподілу. Тоді поривами прийматимемо значення швидкості вітру, що виходять за межі $M \pm 2\sigma$, де M – математичне очікування, σ – середньоквадратичне відхилення швидкості вітру. Наприклад, для даних із м. Алегнагик із дискретністю 5 хв ($M = 2,23$ м/с, $\sigma = 0,41$ м/с) пориви вітру спостерігаються 1 раз із 65 (1,5 %). Для даних із м. Києва з дискретністю 1 год ($M = 4,96$ м/с та $\sigma = 1,89$ м/с) пориви вітру спостерігаються 6 разів із 162 (3,7 %). Оскільки кількість поривів вітру на інтервалі менше ніж 5 %, то значення швидкості вітру, що відповідають поривам, замінюємо на значення $M \pm 2\sigma$.

У статті розглядаються методи прогнозування схеми «предиктор-коректор»: метод Адамса, метод Гемінга та метод Мілна (формули предиктора та коректора наведено в табл.1); а також інтерполяційні поліноми Ньютона, які лежать в основі методів Адамса [11]. Зазвичай під такими методами мають на увазі їхні 4-крокові варіанти. У таблиці 1 позначено: \hat{v}_i – прогнозоване значення швидкості вітру на i -му інтервалі спостереження; v_i – останнє відоме значення швидкості вітру у вибірці; Δt – дискретність вибірки, різниця часу між двома вимірами швидкості вітру. Перелічені чисельні методи є простими в технічній реалізації, що дає змогу застосовувати їх під час реалізації алгоритмів керування в системах із відновлюваними джерелами енергії.

Таблиця 1

Назва методу	Формула предиктора	Формула коректора
Метод Адамса	$\hat{v}_i = v_i + \frac{\Delta t}{12} (23v_i - 16v_{i-1} + 5v_{i-2})$	$\hat{v}_i = v_i + \frac{\Delta t}{12} (5v_{i+1} + 8v_i - v_{i-1})$
Метод Гемінга	$\hat{v}_i = v_{i-3} + \frac{4}{3} \Delta t (v'_i - v'_{i-1} + 2v'_{i-2})$	$\hat{v}_i = \frac{1}{8} [9v_i - v_{i-2} + 3\Delta t (v'_{i+1} + 2v'_i - v'_{i-1})]$
Метод Мілна	$\hat{v}_i = v_{i-3} + \frac{4}{3} \Delta t (2v_i - v_{i-1} + 2 \cdot v_{i-2})$	$\hat{v}_i = y_{i-1} + \frac{\Delta t}{3} (v_{i+1} + 4v_i + v_{i-1}) \cdot$

Під час прогнозування інтерполяційними поліномами Ньютона використовується друга інтерполяційна формула Ньютона для інтерполяції/екстраполяції:

$$\hat{v}_i(t) = v_i + q\Delta v_{i-1} + \frac{q(q-1)}{2!} \Delta^2 v_{i-2} + \dots + \frac{q(q-1)\dots(q-n+1)}{n!} \Delta^n v_0, \quad (2)$$

де коефіцієнт $q = \frac{t-t_0}{\Delta t}$ – фаза інтерполяції, причому у випадку екстраполяції $q > 0$.

У разі горизонту прогнозу більше за один інтервал прогноз виконується послідовно з корекцією на кожному кроці. Тобто, для прогнозування з горизонтом у два інтервали спочатку прогноуються дані на перший інтервал, потім використовується формула корекції, після чого з урахуванням отриманого значення прогноуються дані на другий інтервал. Для корекції прогнозованого значення швидкості вітру використовується формула коректора методу Хойна (на основі методу Ейлера) [12]:

$$\hat{v}_{i+1}^k = v_i + \frac{1}{2} \Delta t (\Delta v_i + \Delta \hat{v}_{i+1}), \quad (3)$$

де $\Delta v_i = v_i - v_{i-1}$, $\Delta \hat{v}_{i+1} = \hat{v}_{i+1} - v_i$ – перші кінцеві різниці реальних та прогнозованих значень швидкості вітру в точках i та $i+1$.

На рис. 2 показано вплив додаткової корекції на кожному кроці під час прогнозування даних швидкості вітру з неодиничним горизонтом прогнозу (синя крива (штрих пунктирна лінія) – реальні дані, червона крива (суцільна лінія) – прогнозовані дані без використання корекції, зелена крива (штрихова лінія) – дані з використанням корекції). На i -му кроці відбувається прогнозування значення швидкості вітру \hat{v}_{i+1} та його корекція за формулою (2):

$\hat{v}_{i+1}^k = v_i + \frac{1}{2} \Delta t ((v_i - v_{i-1}) + (\hat{v}_{i+1} - v_i))$. Аналогічно відбувається подальше прогнозування та корекція на таких інтервалах $i+1 - i+3$.

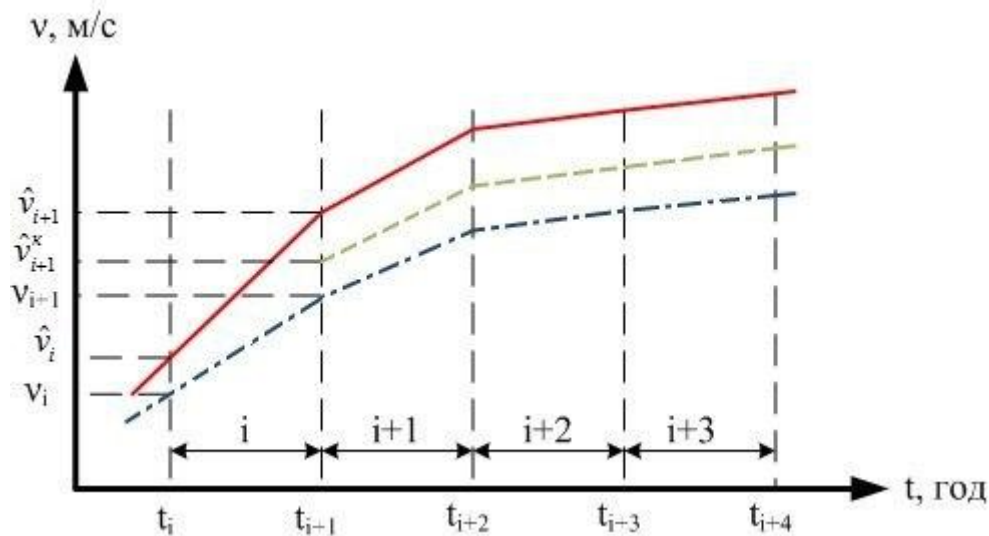


Рис. 2

Точність прогнозування оцінюється за середньою відносною похибкою MAPE [13]:

$$MAPE = \frac{100}{n} \sum_{i=1}^n \left| \frac{e_i}{v_i} \right|, \quad (4)$$

де $e_i = v_i - \hat{v}_i$ – абсолютна похибка прогнозу.

У таблицях 2, 3 наведено похибки прогнозування швидкості вітру в разі застосування різних методів для даних, отриманих із дискретністю 5 хв та 1 год у разі горизонту прогнозування на 1–6 інтервалів.

Таблиця 2

Горизонт прогнозу \ Метод	1	2	3	4	5	6
Метод Адамса	10,38%	10,67%	11,33%	11,22%	11,67%	11,31%
Метод Гемінга	14,76%	15,97%	13,06%	13,71%	12,06%	12,01%
Метод Мілна	15,38%	18,47%	15,39%	18,22%	15,26%	15,17%
Поліном Ньютона 1-го степеня	13,97%	14,19%	12,39%	12,48%	11,39%	11,21%
Поліном Ньютона 2-го степеня	15,86%	18,41%	14,53%	16,68%	13,37%	14,31%
Поліном Ньютона 3-го степеня	18,76%	19,73%	17,70%	21,42%	17,41%	20,90%

Таблиця 3

Горизонт прогнозу \ Метод	1	2	3	4	5	6
Метод Адамса	14,91%	14,88%	15,77%	16,80%	16,74%	17,00%
Метод Гемінга	23,30%	22,27%	20,43%	20,07%	21,53%	20,50%
Метод Мілна	25,20%	26,70%	27,50%	26,42%	29,74%	28,33%
Поліном Ньютона 1-го степеня	20,77%	18,83%	17,95%	17,29%	18,83%	17,34%
Поліном Ньютона 2-го степеня	26,93%	28,37%	24,66%	24,67%	25,26%	26,28%
Поліном Ньютона 3-го степеня	35,28%	42,98%	37,48%	39,70%	41,26%	43,30%

Порівнюючи дані табл. 2 та 3, бачимо, що для більшості методів величина похибки прогнозування зростає в разі збільшення горизонту прогнозу. Точність прогнозування для даних, отриманих із дискретністю 5 хв, у 1,5–2 рази більша, ніж для даних, отриманих із дискретністю 1 год, тому для прогнозування краще використовувати дані, отримані з меншою дискретністю. Використовуючи для прогнозування швидкості вітру метод Адамса з горизонтом прогнозу до 30 хв, у межах ± 34 % від середнього значення енергії, можна керувати заряджати або розряджати накопичувач.

Висновок. Для забезпечення ефективної роботи накопичувача в системі з вітрогенератором, тобто відповідної величини зони керованої роботи, необхідно діставати дані з меншою дискретністю та обирати метод прогнозування швидкості вітру, що забезпечує мінімальну похибку прогнозування. Серед розглянутих методів прогнозування найменшу похибку дає метод Адамса – приблизно 12 % для даних із дискретністю 5 хв та приблизно 17 % для даних із дискретністю 1 год.

1. Жуйков В.Я., Лук'яненко Л.М., Миколаєць Д.А., Осипенко К.С., Стелюк А.О., Терещенко Т.О., Ямненко Ю.С. Підвищення ефективності систем з відновлюваними джерелами енергії: монографія. К.: Кафедра, 2018. 368 с.
2. Розвиток відновлюваних джерел енергії в Україні. (Development of renewable energy sources in Ukraine), 2017. URL: <http://energymagazine.com.ua/wpcontent/uploads/2017/03/Rozvitok-VDE-v-Ukrai-ni.pdf>. (Дата звернення: 07.02.2019).
3. Жуйков В.Я., Осипенко К.С. Принцип невизначеності Гейзенберга при оцінці рівня енергії, що генерується відновлюваними джерелами. *Технічна електродинаміка*. 2017. № 1. С. 10–16.
4. Turing A. On Computable Numbers, with an Application to the Entscheidungsproblem. *Proceedings of the London Mathematical Society*. London, Mathematical Society, 1937. Vol. 42. Pp. 230–265.
5. Жуйков В.Я., Осипенко К.С.. Вплив статистичного характеру параметрів елементів системи на рівень заряду накопичувача. *Технічна електродинаміка*. 2019. № 1. С.16–20.
6. Кривцов В.С., Олейников А.М., Яковлев А.И. Неисчерпаемая энергия. Кн. 1. Ветроэлектрогенераторы. Харьков: Национальный аэрокосмический университет «Харьковский авиационный институт», 2003. 400 с.
7. MegaWatt Technology - Вітрогенератор СВ-3,1. URL: <https://megawatt-technology.all.biz/vtrogenerator-sv-3-1-g17708723>. (Дата звернення: 07.02.2019).
8. Белгидромет. URL: <http://pogoda.by/>. (Дата звернення: 07.02.2019).
9. NOAA – National Centers For Environmental Information. URL: <https://www.ncdc.noaa.gov/crn/sensors.htm?stationId=1801#wind>. (Дата звернення: 07.02.2019).
10. Калинин В.Ф, Набатов К. А., Шувалов А. М., Кобелев А. В. О возможностях использования альтернативных источников энергии. Вестник ТГТУ. 2003. Том 9. № 3. С.450–456.
11. Бахвалов Н.С., Жидков Н.П., Кобельков Г.М. Численные методы. М.: Бином, 2004. 634 с.
12. Süli, E. & Mayers, D. F. Introduction to numerical methods. Cambridge University Press; 1st Edition, 2003.
13. Ghofrani M., Alolayan M. Time Series and Renewable Energy Forecasting. 2018.

УДК 621.314

ВЛИЯНИЕ ПОГРЕШНОСТИ ПРОГНОЗИРОВАНИЯ СКОРОСТИ ВЕТРА НА ВЕЛИЧИНУ ЗОНЫ УПРАВЛЯЕМОЙ РАБОТЫ НАКОПИТЕЛЯ В СИСТЕМЕ С ВЕТРОГЕНЕРАТОРОМ

Е.С. Клен, канд. техн. наук, М.К. Яременко, В.Я. Жуйков, докт. техн. наук

Национальный технический университет Украины «Киевский политехнический институт имени Игоря Сикорского»,

пр. Победы, 37, Киев, 03056, Украина

e-mail: actionfenix@gmail.com

В статье проведен анализ влияния погрешности прогнозирования скорости ветра на величину зоны управляемой работы накопителя. Приведена формула для расчета мощности на выходе ветрогенератора по известным значениям скорости ветра. Показано, что при достижении погрешности прогнозирования скорости ветра значения в 20 %, зона управляемой работы накопителя исчезает. Обоснована необходимость сравнения методов прогнозирования с разной дискретностью данных для обеспечения минимально возможной погрешности прогнозирования и определения влияния дискретности данных на погрешность. Приведены формулы схемы «предиктор-корректор» для методов Адамса, Хеминга и Милна. Приведена вторая интерполяционная формула Ньютона для интерполяции / экстраполяции в конце таблицы данных. Для оценки точности прогноза применена средняя относительная погрешность MARE. Показано, что погрешность прогнозирования меньше при использовании данных с меньшей дискретностью. Показано, что при использовании метода Адамса с горизонтом прогноза до 30 мин в пределах $\pm 34\%$ от среднего значения энергии можно управляемо заряжать или разряжать накопитель. Библ. 13, рис. 2, табл. 3.

Ключевые слова: возобновляемые источники энергии, ветрогенератор, прогнозирование, теория мартингалов, метод Адамса, интерполяционный полином Ньютона.

THE INFLUENCE OF THE WIND SPEED PREDICTION ERROR ON THE SIZE OF THE STORAGE CONTROLLED OPERATION ZONE IN THE SYSTEM WITH THE WIND GENERATOR

K.S. Klen, M.K. Yaremenko, V.Ya. Zhuykov,

National Technical University of Ukraine Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute,

pr. Peremohy, 37, Kyiv, 03056, Ukraine

e-mail: actionfenix@gmail.com

The article analyzes the influence of wind speed prediction error on the size of the controlled operation zone of the storage. The equation for calculating the power at the output of the wind generator according to the known values of wind speed is given. It is shown that when the wind speed prediction error reaches a value of 20%, the controlled operation zone of the storage disappears. The necessity of comparing prediction methods with different data discreteness to ensure the minimum possible prediction error and determining the influence of data discreteness on the error is substantiated. The equations of the "predictor-corrector" scheme for the Adams, Heming, and Milne methods are given. Newton's second interpolation formula for interpolation/extrapolation is given at the end of the data table. The average relative error of MARE was used to assess the accuracy of the prediction. It is shown that the prediction error is smaller when using data with less discreteness. It is shown that when using the Adams method with a prediction horizon of up to 30 min, within $\pm 34\%$ of the average energy value, the drive can be controlled or discharged in a controlled manner. Ref. 13, fig. 2, tables 3.

Keywords: renewable energy sources, wind generator, prediction, martingale theory, Adams method, Newton's interpolation polynomial.

1. Zhuikov V. Y., Lukianenko L. M., Mykolaiets D. A., Osypenko K. S., Steliuk A. O., Tereshchenko T. O. & Yamnenko Y. S. Improving the efficiency of systems with renewable energy sources: a monograph. Kyiv: Kafedra. 2018. 368 p. (Ukr)
2. Rozvytok vidnovlyuvanykh dzherel energiyi v Ukraini. (Development of renewable energy sources in Ukraine), 2017. URL: <http://energymagazine.com.ua/wpcontent/uploads/2017/03/Rozvytok-VDE-v-Ukraini.pdf>. (Accessed: 07.02.2019).
3. Zhuikov V. Y. & Osypenko K. S. Heisenberg uncertainty principle in estimating the level of energy generated by renewable sources. *Tekhnichna Elektrodynamika*. 2017. No 1. Pp. 10–16. (Ukr)

4. Turing A. On Computable Numbers, with an Application to the Entscheidungsproblem. *Proceedings of the London Mathematical Society. London, Mathematical Society*, 1937. Vol. 42. Pp. 230–265.
5. Zhuikov, V. Y., & Osypenko, K. S. The influence of the statistical nature of the parameters of the system elements on the charge level of the drive. *Tekhnichna Elektrodynamika*. 2019. No 1. Pp. 16–20. (Ukr)
6. Krivcov V., Olejnikov A., and A. Y. *Inexhaustible energy. Book. 1. Wind power generators*. Kharkiv: Natsyonalnyi Aerokosmycheskyi Unyversytet Kharkovskiyi Avyatsyonnyi Ynstitut, 2003. 400 p. (Rus)
7. MegaWatt Technology. Wind turbine SV-3.1. (n.d.). Retrieved from <https://megawatt-technology.all.biz/vtrogenerator-sv-3-1-g17708723> (Accessed: 07.02.2019).
8. Belhydromet. (n.d.). Retrieved from <http://pogoda.by/> (Accessed: 07.02.2019).
9. NOAA National Centers For Environmental Information (n.d.). URL: <https://www.ncdc.noaa.gov/crn/sensors.htm?stationId=1801#wind>.
10. Kalinin, V., Nabatov, K., Shuvalov, A., & Kobelev, A. On the possibilities of using alternative energy sources. *Vestnik TGTU*. 2003. V. 9. No 3. Pp. 450–456. (Rus)
11. Bakhvalov N.S., Zhydkov N.P., Kobelkov G.M. Numerical methods. Moscow: Binom. 2004. 634 p. (Rus)
12. Süli E. & Mayers D. F. Introduction to numerical methods. Cambridge University Press; 1st Edition, 2003.
13. Ghofrani M., Alolayan M. Time Series and Renewable Energy Forecasting. 2018.

Надійшла: 28.02.2020

Received: 28.02.2020

НАПІВПРОВІДНИКОВІ ПЕРЕТВОРЮВАЧІ

УДК 621.314

DOI: <https://doi.org/10.15407/publishing2020.57.042>

СПОСОБИ ПІДВИЩЕННЯ ККД І ПОКРАЩЕННЯ ОСНОВНИХ ХАРАКТЕРИСТИК DC/DC ПЕРЕТВОРЮВАЧІВ ІЗ ПОЗДОВЖНІМ КЛЮЧЕМ

І.В. Волков*, чл.-кор. НАН України, **В.В. Голубєв****, канд. техн. наук,**В.І. Зозульов*****, канд. техн. наук

Інститут електродинаміки НАН України,

пр. Перемоги, 56, Київ, 03057, Україна

e-mail: dep8ied@ied.org.ua

Представлено результати дослідження трьох нових варіантів імпульсних перетворювачів постійної напруги (ППН) з поздовжнім транзисторним ключем. Встановлено, що створення умов, за яких немає різкого обриву вхідного струму ППН, призводить до плавної зміни напруги на його ключі та до мінімізації діапазону зміни цієї напруги, що супроводжується зниженням втрат енергії на ключі та поліпшенням якості електроенергії на вході та виході ППН. Показано, що створення таких умов реалізується з використанням двообмоткових дроселів і вхідного буферного вузла. Наведено точні та наближені аналітичні вирази, що описують процеси на кожному інтервалі в таких перетворювачах, які добре узгоджуються з результатами комп'ютерного моделювання. З'ясовано найбільш прийнятні способи керування ключами ППН-1 ... ППН-3. Надано рекомендації щодо застосування ППН-1 ... ППН-3. Бібл.11, рис.11, табл.

Ключові слова: DC/DC перетворювач; поздовжній ключ; двообмотковий дросель; буферний вузол; якість електроенергії.

Вступ. Імпульсні перетворювачі постійної напруги (ППН або DC/DC перетворювачі) широко використовуються для регулювання і стабілізації напруги в різноманітних пристроях силової електроніки. Забезпечення максимально можливого ККД, високої якості електроенергії на їхньому вході й виході, м'якої комутації транзисторів є пріоритетними завданнями під час розроблення таких пристроїв. Особливо це стосується перетворювачів із поздовжнім ключем VT, який, крім основної, виконує також функцію захисту перетворювача від коротких замикань і перенапруг. Моделюванню, аналізу й розрахунку таких перетворювачів присвячена чисельна література [1-11]. У роботах [1, 2, 4, 5, 7] запропоновано схеми демпферних кіл (снаберів) у складі транзисторних перетворювачів постійної напруги та автономних інверторів, аналіз електромагнітних процесів у них і розрахунок їхніх елементів. У цих роботах вирішуються суперечливі завдання зниження комутаційних втрат у транзисторних ключах за виникнення активних втрат у демпферних колах. У [3], де демпфувальний конденсатор включений у мостовий тиристорний ключ зі штучною комутацією, й у перетворювачі Чука [6,11], що відрізняється низькими пульсаціями вхідного і вихідного струмів, цього недоліка немає, але мають місце інші. Зниження комутаційних втрат можливе також із застосуванням дозованої передачі енергії [10], однак з ускладненням схем перетворювачів або формуванням синусоїдальних напруги та струму [9]. Зрозуміло, що можливості вдосконалення ППН далеко не вичерпані.

Метою статті є опис нових схем та аналіз режимів роботи варіантів ППН із поздовжнім ключем, здатних новими способами забезпечити покращення спектрального складу вживаного струму, зменшення пульсацій вихідної напруги, зниження комутаційних втрат, а також розширення їхніх функціональних можливостей і сфер застосування,

наприклад, як більш ефективних входних вузлів високовольтних магнітно-напівпровідникових генераторів імпульсів струму (МНГІ).

Знижувальний DC/DC перетворювач із двообмотковим дроселем і поздовжнім транзисторним ключем (ППН -1).

Електрична схема дослідженого перетворювача (далі ППН-1) показана на рис.1. Найближчими до запропонованої схеми є перетворювач на основі тиристорного ключа з демпфувальним конденсатором [3] і резонансний перетворювач Чука [11]. У всіх цих перетворювачах у різній комбінації і з різною метою залучена класична схема «зарядного насоса» [9].

Однак у схемі з тиристорним ключем демпферний конденсатор, знижуючи напругу на мостовому ключі загалом, в умовах жорсткої комутації тиристорів не знижує напруги на них. А в перетворювачі Чука використовуються два ключі, що ускладнюють силову схему і схему системи керування, крім того, через обидва ключі протікають зарядний і розрядний струми, що знижують ККД, а зумовлена схемою робота ключів відбувається на зниженій частоті, що збільшує встановлену потужність двох дроселів і двох конденсаторів.

На рис. 2 наведено часові діаграми напруг і струмів, отриманих з використанням комп'ютерної програми OrCAD, що ілюструють роботу ППН-1. Моделювання проводилося для перетворювача з такими параметрами, вибраними як типовий приклад: напруга джерела живлення постійного струму $U_1 = 300$ В, $C1 = 10$ мкФ, $C2 = 100$ мкФ, дросель із первинної обмотки дроселя $L1$; напруга



Рис. 1

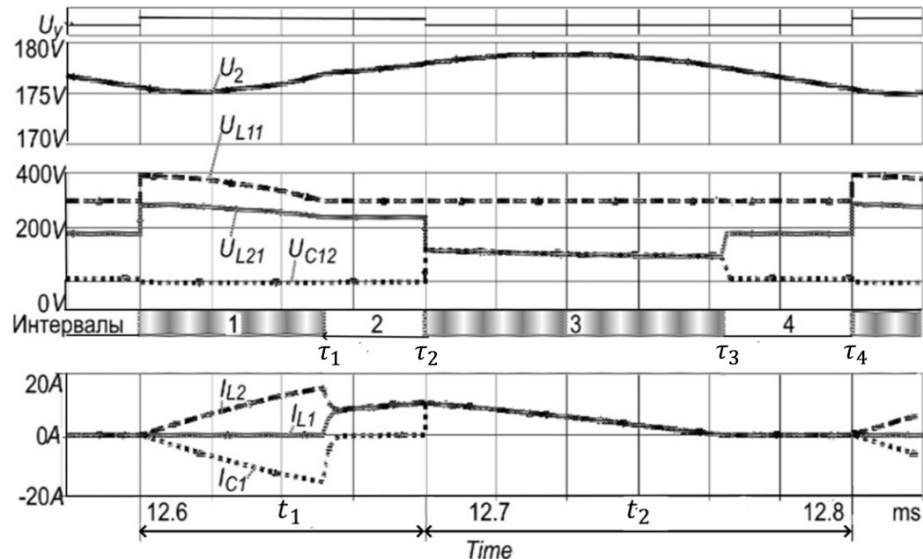


Рис. 2

U_{C12} на нижній обкладинці конденсатора $C1$; струм I_{L2} у вторинній обмотці дроселя $L2$; струм I_{L1} у первинній обмотці $L1$ дроселя; струм I_{C1} у конденсаторі $C1$. Як бачимо, на періоді T комутації ключа VT можна виділити чотири характерні інтервали незмінної структури схеми, два з яких за часом рівні ширині імпульсу $t_1 = \tau_1 + \tau_2$, а два інших – ширині паузи $t_2 = \tau_3 + \tau_4$ цифрового сигналу U_γ керування ключем. Причому другого і четвертого інтервалів може не бути за відповідного зменшення ширини імпульсу та/або паузи. Розглянемо особливості роботи перетворювача з наведеними параметрами на інтервалах сталості структури.

- **На першому інтервалі** після замикання ключа VT буферний конденсатор $C1$ струмом, що плавно наростає, через обмотку дроселя $L2$ заряджає вихідний конденсатор $C2$ і живить навантаження. Зі збільшенням навантаження тривалість інтервалу знижується, тому що швидше знижується зворотна напруга U_{L11} на діоді $VD1$, що блокує його відпирання. Струм конденсатора $C1$ у кінці інтервалу знижується до нуля.

- **На другому інтервалі** з відпиранням діода $VD1$ протікає струм через обидві обмотки дроселя, зменшений удвічі в зв'язку зі збільшенням індуктивності в 4 рази

(відповідно до закону збереження енергії, яка для індуктивності пропорційна квадрату струму).

- **На третьому інтервалі** після розмикання ключа VT його струм стрибком перетікає в конденсатор $C1$, заряджаючи його через обидві обмотки дроселя, лінійно знижуючись до нуля в кінці третього інтервалу. На цьому інтервалі накопичена в дроселі енергія передається у вихідний конденсатор $C2$ і навантаження R повністю або частково залежно від тривалості періоду комутації. Напряга на виході ключа й на початку вторинної обмотки дроселя U_{L21} після його розмикання не падає до нуля, а знижується стрибком до напруги нижньої обкладки буферного конденсатора U_{C12} , створюючи *другий рівень напруги* вихідного кола перетворювача, що складається з вторинної обмотки дроселя, вихідного конденсатора й навантаження.

- **Четвертий інтервал** незмінної структури починається після припинення протікання струму в обмотках дроселя, одночасно з цим напруга на виході ключа U_{L21} стрибком підвищується до величини напруги на навантаженні та зберігає це значення до кінця періоду комутації.

Фізичне моделювання підтвердило результати комп'ютерного моделювання, що дало змогу зробити такі висновки щодо особливостей роботи та переваг ППН-1:

1. Формування двох рівнів напруги на вторинній обмотці дроселя сприяє підвищенню якості вихідної напруги U_2 , а саме – зниженню рівня пульсацій із тим же фільтром.

2. Оскільки немає різкого обриву вхідного струму під час замикання ключа VT , це призводить до значного зниження генерування високочастотних перешкод без додаткових фільтрувальних засобів і до підвищення ККД перетворювача.

3. Вхідний діод $VD1$ блокує повернення енергії буферного конденсатора $C1$ у джерело живлення, що також сприяє підвищенню ККД перетворювача [10].

4. Наявність буферного конденсатора $C1$ й магнітного зв'язку між обмотками дроселя дають змогу зняти частину навантаження з ключа VT і захищають його під час аварійних і різко нестационарних режимів споживання електроенергії (пусковий струм двигуна, зварювання, к.з. тощо), оскільки у випадку перевищення струму навантаження ключ вимикається, а екстраструми бере на себе вхідний дросель і конденсатор $C1$ до його повного розряду й закінчення струму навантаження. У нормальному режимі роботи конденсатор $C1$ також бере частину навантаження на себе, зменшуючи діюче значення струму через ключ і нагрів останнього.

Нижче наводиться математичний опис і аналіз електромагнітних процесів у перетворювачі за схемою рис. 1, на основі яких можна розраховувати його елементи та оптимізувати параметри. Під час аналізу приймалися такі припущення: джерело живлення і всі елементи схеми ідеальні, а пульсації вихідної напруги досить малі, що дає змогу вважати її незмінною на всьому періоді комутації.

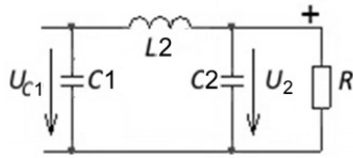


Рис. 3

На першому інтервалі комутації як еквівалентну розрахункову схему заміщення використовуємо схему, наведену на рис. 3.

Рівняння для струму дроселя в операторній формі (за Лапласом) має вигляд:

$$I_{L2}(p) = \frac{U_{C10} - U_2 \left(\frac{1}{RC_2} + p \right) + \frac{U_2}{RL_2C_2}}{p^3 + p^2 \frac{1}{RC_2} + p \frac{C_1 + C_2}{L_2C_1C_2} + \frac{1}{RL_2C_2C_1}}, \quad (1)$$

де U_{C10} – напруга на конденсаторі $C1$ на початку цього інтервалу.

Оскільки фільтрувальна ємність $C2$ набагато більша за ємність $C1$, третій член знаменника формули (1) можна записати у вигляді:

$$\frac{C_1 + C_2}{L_2 C_1 C_2} \cong \frac{1}{L_2 C_1}, \quad (2)$$

що за умови $L_1 = L_2 = L$ дає змогу звести (1) до вигляду, зручного для подальших перетворень:

$$I_L(p) = \frac{\frac{U_{C10} - U_2}{L}}{\left(p^2 + \frac{1}{LC_1}\right)} + \frac{\frac{U_2}{RLC_2}}{\left(p^2 + \frac{1}{LC_1}\right)\left(p + \frac{1}{C_2 R}\right)}. \quad (3)$$

У результаті зворотного перетворення (3) дістанемо вираз для струму дроселя в часовій області:

$$i_L(t_{(1)}) = \frac{U_{C10} - U_2}{\sqrt{L_2 / C_1}} \sin \omega_{(1)} t_{(1)} + \frac{U_2 C_1}{RC_2} + \frac{U_2}{\sqrt{L_2 / C_1}} \sin(\omega_{(1)} t_{(1)} - \varphi_{(1)}) \quad (4)$$

де $\omega_{(1)} = \frac{1}{\sqrt{L_2 C_1}}$.

З огляду на реальні співвідношення між параметрами моделі, рівняння (4) для струму дроселя на першому інтервалі можна наближено записати так:

$$i_L(t_{(1)}) \cong \frac{U_{C10} - U_2}{\sqrt{L_2 / C_1}} \sin \omega_{(1)} t_{(1)} - \frac{U_2}{\sqrt{L_2 / C_1}} \cos \omega_{(1)} t_{(1)}. \quad (5)$$

Звідси знайдемо кінцевий струм першого інтервалу

$$i_{L2}(\tau_1) \cong \sqrt{C_1 / L_2} \left[(U_{C10} - U_2) \sin \omega_{(1)} \tau_1 - U_2 \cos \omega_{(1)} \tau_1 \right]. \quad (6)$$

Операторний вираз для напруги на конденсаторі C_1 дістанемо з (1) за формулою:

$$U_{C1}(p) = \frac{U_{C10}}{p} - I_L(p) \frac{1}{pC_1} = \frac{U_1}{p} - \frac{\frac{U_{C10} - U_2}{L_2 C_1}}{p \left(p^2 + \frac{1}{L_2 C_1}\right)} - \frac{\frac{U_2}{RL_2 C_1 C_2}}{p \left(p^2 + \frac{1}{L_2 C_1}\right) \left(p + \frac{1}{C_2 R}\right)} \quad (7)$$

і після зворотних перетворень Лапласа (7) у часовій області дістанемо:

$$u_{C1}(t_{(1)}) = U_2 \left(1 - \frac{\omega_{0(1)}^2}{\omega_{(1)}^2} \cos \omega_{(1)} t_{(1)} \right) + U_1 \frac{\omega_{0(1)}^2}{\omega_{(1)}^2} \cos \omega_{(1)} t_{(1)} - U_2 + \frac{U_2}{\omega_{0(1)}} e^{-\delta_{(1)} t_{(1)}} + \frac{U_2}{RC_2 \omega_{(1)}} \frac{\omega_{0(1)}}{\omega_{(1)}} \cos(\omega_{(1)} t_{(1)} - \varphi_{(1)}), \quad (8)$$

де

$$\omega_{0(1)}^2 = \omega_{(1)}^2 + \delta_{(1)}^2; \quad \omega_{(1)}^2 = \frac{1}{L_2 C_1}; \quad \delta_{(1)} = \frac{1}{RC_2}; \quad \varphi_{(1)} = \arctg \frac{\omega_{(1)}}{\delta_{(1)}}. \quad (9)$$

Після спрощення (8) дістанемо наближену формулу:

$$u_{C1}(t_{(1)}) = (U_{C10} - U_2) \cos \omega_{(1)} t_{(1)}. \quad (10)$$

Напругу на дроселі L_2 в операторній формі знайдемо з (1) за формулою:

$$U_{L2}(p) = pL_2 I_L(p) = \frac{p^2 (U_{C10} - U_2) + p \frac{U_{C10}}{RC_2}}{p^3 + p^2 \frac{1}{RC_2} + p \frac{C_1 + C_2}{L_2 C_1 C_2} + \frac{1}{RL_2 C_2 C_1}}$$

або з урахуванням (2):

$$U_{L_2}(p) = \frac{p^2(U_{C10} - U_2) + p \frac{U_{C10}}{RC_2}}{\left(p^2 + \frac{1}{L_2 C_1}\right) \left(p + \frac{1}{C_2 R}\right)}. \quad (11)$$

У результаті зворотних перетворень Лапласа формули (11) знайдемо напругу на дроселі L_2 у часовій області:

$$u_{L_2}(t_{(1)}) = (U_{C10} - U_2) \left[\frac{\delta_{(1)}^2 e^{-\delta_{(1)} t_{(1)}}}{\omega_{0(1)}^2} + \frac{\omega_{(1)}}{\omega_{(1)}^2} \sin(\omega_{(1)} t_{(1)} - \varphi_{(1)}) \right] + \frac{U_{C10}}{RC_2} \left[-\frac{\delta_{(1)} e^{-\delta_{(1)} t_{(1)}}}{\omega_{0(1)}^2} + \frac{1}{\omega_{0(1)}} \cos(\omega_{(1)} t_{(1)} - \varphi_{(1)}) \right]. \quad (12)$$

Наближено формулу (12) можна записати в такому вигляді:

$$u_{L_2}(t_{(1)}) \cong \frac{U_2 - U_{C10}}{\omega_{(1)}} \cos \omega_{(1)} t_{(1)}. \quad (13)$$

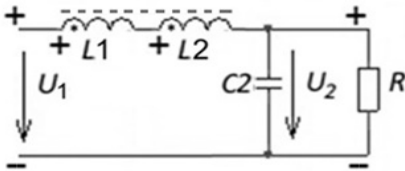


Рис. 4

На другому інтервалі комутації еквівалентна схема заміщення має вигляд, зображений на рис. 4, а формула для струму обмоток дроселя:

$$I_{L(2)}(p) = \frac{\frac{U_1}{RL_{12}C_2}}{p \left(p^2 + p \frac{1}{RC_2} + \frac{1}{L_{12}C_2} \right)} + \frac{\frac{U_1 - U_2}{L_{12}} + \frac{I_{L0(2)}}{RC_2}}{p^2 + p \frac{1}{RC_2} + \frac{1}{L_{12}C_2}} + \frac{p I_{L0(2)}}{p^2 + p \frac{1}{RC_2} + \frac{1}{L_{12}C_2}}. \quad (14)$$

Тут еквівалентна індуктивність $L_{12} = L_1 + L_2 + 2k_{зв} \sqrt{L_1 L_2}$, де $k_{зв}$ - коефіцієнт магнітного зв'язку між обмотками, і за умови $L_1 = L_2 = L$ й $k_{зв} = 1$ маємо $L_{12} = 2L(k_{зв} + 1) = 4L$

$$i_L(t_{(2)}) = \frac{U_1}{RL_{12}C_2} \left[\frac{1}{\omega_{0(2)}} - \frac{1}{\omega_{(2)}} e^{-\delta_{(2)} t_{(2)}} \sin(\omega_{(2)} t_{(2)} + \varphi_{(2)}) \right] + \left(\frac{U_1 - U_2}{L_{12}} + \frac{I_{L0(2)}}{RC_2} \right) \frac{1}{\omega_{(2)}} e^{-\delta_{(2)} t_{(2)}} \sin \omega_{(2)} t_{(2)} - I_{L0(2)} \frac{\omega_{0(2)}}{\omega_{(2)}} e^{-\delta_{(2)} t_{(2)}} \sin(\omega_{(2)} t_{(2)} - \varphi_{(2)}), \quad (15)$$

де $L_{12} = 4L$; $\omega_{0(2)}^2 = \frac{1}{L_{12}C_2}$; $2\delta_{(2)} = \frac{1}{RC_2}$; $\omega_{(2)}^2 = \omega_{0(2)}^2 - \delta_{(2)}^2$; $\varphi_{(2)} = \arctg \frac{\omega_{(2)}}{\delta_{(2)}}$.

Вираз (15) після спрощення набуває вигляду:

$$i_{L12(2)}(t_{(2)}) = I_{L0(2)} + \frac{U_1 - U_2}{\omega_{(2)} L_{12}} \sin \omega_{(2)} t_{(2)}. \quad (16)$$

У результаті підставлення початкового значення струму другого інтервалу, рівного половині кінцевого струму першого інтервалу, дістанемо вираз для струму в другому інтервалі в спрощеному вигляді:

$$i_{L12}(t_{(2)}) = \frac{U_{C10(2)} - U_2}{2L_2} \tau_1 + \frac{U_1 - U_2}{\omega_{(2)} L_{12}} \sin \omega_{(2)} t_{(2)}, \quad \tau_1 \leq t_{(2)} \leq \tau_2. \quad (17)$$

Звідси дістанемо струм у кінці другого інтервалу, що збігається з кінцем імпульсу сигналу, який керує:

$$I_L(T_1) = \frac{(U_{C10} - U_2) \sin \omega_{(1)} \tau_1 - U_2 \cos \omega_{(1)} \tau_1}{2\sqrt{L_2 / C_1}} + \frac{U_1 - U_2}{\omega_{(2)} L_{12}} \sin \omega_{(2)} \tau_2. \quad (18)$$

На третьому інтервалі еквівалентна схема заміщення має вигляд, показаний на рис. 5.

Операторний вираз для струму в обох обмотках дроселя та в буферному конденсаторі:

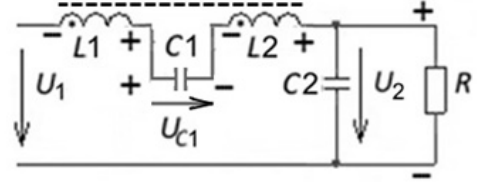


Рис. 5

$$I_{C2}(p) = \left(I_{L0(3)} - \frac{U_2}{R} \right) \frac{p^2}{\left(p^2 + \frac{1}{L_{12}C_1} \right) \left(p + \frac{1}{RC_2} \right)} + \frac{U_1 - U_{C1} - U_2}{L} \frac{p}{\left(p^2 + \frac{1}{L_{12}C_1} \right) \left(p + \frac{1}{RC_2} \right)} - \frac{\frac{U_2}{RL_{12}C_1}}{\left(p^2 + \frac{1}{L_{12}C_1} \right) \left(p + \frac{1}{RC_2} \right)}. \quad (19)$$

Після зворотного перетворення Лапласа дістанемо:

$$i_{C2}(t_{(3)}) = \left(I_{L0(3)} - \frac{U_2}{R} \right) \left[\frac{\delta_{(3)}^2 e^{-\delta_{(3)} t_{(3)}}}{\omega_{0(3)}^2} + \frac{\omega_{(3)}}{\omega_{0(3)}} \sin(\omega_{(3)} t_{(3)} - \varphi_{(3)}) \right] + \frac{U_1 - U_{C1} - U_2}{L_{12}} \left[-\frac{\delta e^{-\delta t_{(3)}}}{\omega_{0(3)}^2} + \frac{1}{\omega_{0(3)}} \cos(\omega_{(3)} t_{(3)} - \varphi_{(3)}) \right] - \frac{U_2}{RL_{12}C_1} \left[\frac{1}{\omega_{0(3)}^2} e^{-\delta t} + \frac{1}{\omega_{0(3)} \omega_{(3)}} \sin(\omega_{(3)} t_{(3)} - \varphi_{(3)}) \right], \quad (20)$$

де $L_{12} = 4L$; $\omega_{(3)}^2 = \frac{1}{L_{12}C_1}$; $\delta_{(3)} = \frac{1}{RC_2}$; $\omega_{0(3)}^2 = \omega_{(3)}^2 + \delta_{(3)}^2$; $\varphi_{(3)} = \arctg \frac{\omega_{(3)}}{\delta_{(3)}}$.

Наближено (20) можна записати у вигляді:

$$i_{C2}(t_{(3)}) \cong -I_{L0(3)} \cos \omega_{(3)} t_{(3)} + \frac{2U_2}{R} \cos \omega_{(3)} t_{(3)} + \frac{U_1 - U_{C1} - U_2}{\omega_{0(3)} L_{12}} \sin \omega_{(3)} t_{(3)} - \frac{U_2}{R}. \quad (21)$$

Струм в обмотках дроселя й конденсаторі C1 визначається формулою: $i_L = i_{C1} = i_{C2} + I_2$, або з урахуванням (21):

$$i_L(t_{(3)}) \cong I_{L0(3)} \cos \omega_{(3)} t_{(3)} + \frac{U_1 - U_{C1} - U_2}{\omega_{0(3)} L_{12}} \sin \omega_{(3)} t_{(3)}. \quad (22)$$

Якщо прийняти коефіцієнт магнітного зв'язку між обмотками дроселя рівним одиниці і врахувати, що спад струму в обмотках наближено має лінійний характер

$$i_L(t_{(3)}) = I_{0(3)} \left(1 - \frac{1}{\tau_3} t_{(3)} \right), \quad (23)$$

то напруги в обмотках на всьому інтервалі незмінні:

$$U_{L1(3)} = L_1 \frac{\Delta I}{\Delta t} = L_1 \frac{I_{0(3)}}{\tau_3}, \quad U_{L2(3)} = L_2 \frac{I_{0(3)}}{\tau_3}, \quad (24)$$

а напруга на конденсаторі $C1$ перед комутацією згідно з рис. 4 у кінці другого інтервалу визначається виразом

$$U_{C1(3)} = U_1 - U_{L1(3)}. \quad (25)$$

$$U_{L21(3)} = U_1 + U_{L1(3)} - U_{C1(3)} = 2U_{L1(3)}.$$

Це рівняння справедливе й на початку третього інтервалу (напруга на конденсаторі $C1$ миттєво не змінюється). Тому напруга на виході ключа після комутації відповідно до схеми рис. 4 з урахуванням (25) дорівнюватиме:

$$U_{L21(3)} = U_1 + U_{L1(3)} - U_{C1(3)} = 2U_{L1(3)}. \quad (26)$$

Цим визначається другий рівень вихідної напруги до фільтра. У разі рівного розподілу індуктивностей обмоток дроселя справедливе також співвідношення $U_{L21(3)} = U_{C1(3)} / 2$, але, якщо переважає індуктивність первинної (вторинної) обмотки, ця напруга збільшується (зменшується) відповідно до (26).

Другий рівень вихідної напруги зберігається тільки на третьому інтервалі. На четвертому ця величина падає до нуля. Тому задля підтримання підвищеної якості вихідної напруги у разі глибокого регулювання треба підтримувати режим нерозривного струму, за якого немає четвертого інтервалу.

Водночас регульовальна характеристика має вигляд:

$$U_2 = U_{C1} (1 + \gamma) 0.5, \quad (27)$$

де $\gamma = \frac{t_1}{t_1 + t_2} = \frac{t_1}{T}$ – коефіцієнт заповнення.

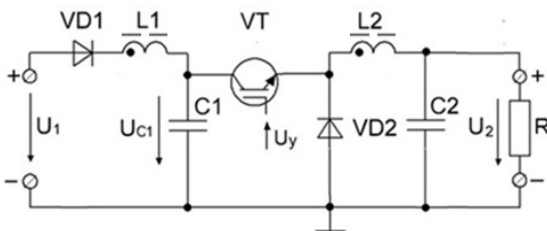


Рис. 6

2. Модифікований знижувальний DC-перетворювач із двообмотковим дроселем і поздовжнім транзисторним ключем (ППН-2).

Схема цього перетворювача (рис. 6) відрізняється від схеми ППН-1 тим, що немає діода $VD3$, і приєднанням нижньої обкладки конденсатора $C1$ до загальної мінусової шини. Це дає можливість використовувати вхідний вузол як буферний, що протидіє наслідкам

обриву вхідного струму під час замикання ключа VT .

Діаграми струмів і напруг, отримані в результаті комп'ютерного моделювання цього перетворювача, наведено на рис. 7.

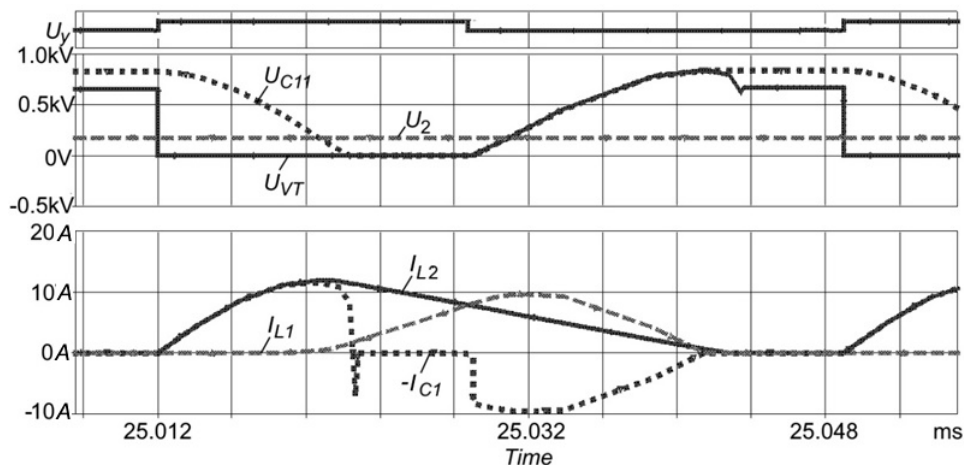


Рис. 7

Тут U_y – цифровий сигнал керування транзисторним ключем VT ; U_{C11} – напруга на першому (верхньому) виводі конденсатора $C1$ (пунктирна лінія); U_2 – вихідна напруга (штрихова лінія), U_{VT} – напруга(вхід-вихід) на ключі VT ; I_{L2} – струм в обмотці $L2$ дроселя

(суцільна лінія); I_{L1} - струм в обмотці L1 дроселя (штрихова лінія); I_{C1} - струм конденсатора C1 (пунктирна лінія). Діаграми отримано в результаті моделювання перетворювача з такими параметрами: $U_1 = 300$ В, $C_1 = 0.1$ мкФ, $C_2 = 100$ мкФ, $L_1 = L_2 = 300$ мкГн, $R = 30$ Ом, ширина імпульсу $t_1 = 17$ мкс, ширина паузи $t_2 = 20$ мкс.

З рис. 7 видно, що на одному періоді комутації можна виділити 4 характерні тимчасові інтервали роботи ППН -2.

Інтервал 1. На цьому інтервалі функціонують елементи C_1 , VT , VD_2 , C_2 , R . Під час відмикання ключа VT через нього й обмотку L_2 дроселя конденсатор C_1 плавно розряджається на конденсатор C_2 і навантаження R . Напруга U_{C1} знижується з величини U_{C10} (1) до U_{C10} (2). Коли напруга U_{C1} стає менше напруги U_1 , діод VD_1 відмикається, унаслідок чого розрядний струм I_{C1} , який описується тими ж формулами (1) – (5), що і для схеми рис.1, спадає до нуля.

Як випливає з діаграми (рис. 7), напруга на ключі після його відключення дорівнює напрузі на конденсаторі C_1 , а час його розряду до нуля становить $3/4$ розрахункового півперіоду коливаний у колі розряду. Отже, щоб забезпечити нульовий стрибок напруги на ключі після його відключення, треба витримувати мінімальну тривалість імпульсу згідно з формулою

$$\tau_{(1)min} \geq \frac{2\pi\sqrt{L_2C_1}}{0.75\pi} = \frac{8\sqrt{L_2C_1}}{3}. \quad (28)$$

Ця формула справедлива за умови дотримання емпіричного співвідношення (29), що визначає ширину мінімальної паузи в сигналі керування, яка забезпечує повний резонансний перезаряд конденсатора до подвійної напруги джерела живлення в третьому інтервалі і враховує параметри кола навантаження

$$t_{(2)min} \geq \frac{t_{(1)min}}{Q} = \frac{8}{3}RC_1, \quad (29)$$

де Q – добротність кола заряду конденсатора C_1 , яка визначається як

$$Q = \frac{\sqrt{L_2/C_1}}{R}. \quad (30)$$

Отже, для забезпечення зазначеного режиму роботи ключа необхідно використовувати частотно-імпульсне регулювання за допомогою формування фіксованої ширини імпульсу і змінної паузи сигналу керування перетворювачем.

Інтервал 2. Інтервал починається з моменту припинення струму I_{C1} , тоді струм дроселя L_1 починає лінійно спадати, а струм дроселя L_2 – лінійно наростати. Упродовж усього інтервалу струми обмоток дроселя L_2 і L_1 протікають через діод VD_2 у протилежному напрямку, тобто $I_{L1} - I_{L2} = I_{VD_2}$.

Другому інтервалу комутації відповідає еквівалентна схема розрахунку – рис. 8.

Струм в обмотці L_1 в операторній формі та в часовій області:

$$I_{L1}(p) = \frac{U_1}{p^2L}, \quad (31)$$

$$i_{L1}(t_2) = \frac{U_1}{L}t_2. \quad (32)$$

Струм в обмотці L_2 в операторній формі:

$$I_{L2}(p) = \frac{\frac{I_{0(2)}}{RC_2} - \frac{U_2}{L}}{p^2 + p\frac{1}{RC_2} + \frac{1}{LC_2}} + \frac{pI_{0(2)}}{p^2 + p\frac{1}{RC_2} + \frac{1}{LC_2}}. \quad (33)$$

Після зворотного перетворення (33) дістанемо:

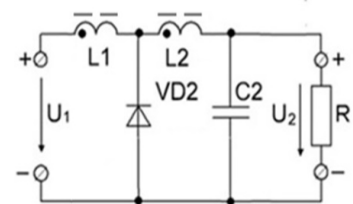


Рис. 8

$$i_{L_2}(t_{(2)}) = \left(\frac{I_{0(2)}}{RC_2} - \frac{U_2}{L} \right) \frac{1}{\omega_{(2)}} e^{-\delta_{(2)} t_{(2)}} \sin \omega_{(2)} t_{(2)} - I_{0(2)} \frac{\omega_{0(2)}}{\omega_{(2)}} e^{-\delta_{(2)} t_{(2)}} \sin(\omega_{(2)} t_{(2)} - \varphi_{(2)}). \quad (34)$$

Тут $L_1 = L_2 = L$; $\omega_{0(2)}^2 = \frac{1}{LC_2}$; $2\delta_{(2)} = \frac{1}{RC_2}$; $\omega_{(2)}^2 = \omega_{0(2)}^2 - \delta_{(2)}^2$; $\varphi_{(2)} = \arctg \frac{\omega_{(2)}}{\delta_{(2)}}$.

Вираз (34) після спрощення має вигляд:

$$i_{L_2}(t_{(2)}) \approx I_{0(2)} - \frac{U_2}{L} \tau_2. \quad (35)$$

Струм у діоді $VD2$ дорівнює різниці струмів у дроселях:

$$i_{VD2}(t_{(2)}) = i_{L_2}(t_{(2)}) - i_{L_1}(t_{(2)}). \quad (36)$$

Другий інтервал закінчується, коли ці струми стають рівними й розмикається ключ VT . Його може не бути, якщо ширину імпульсу зменшити до мінімальної, за якої кінцева на першому інтервалі напруга на конденсаторі $C1$ ще залишається нульовою.

Інтервал 3. Після замикання ключа VT струм конденсатора $C1$ стрибком зрівнюється зі струмом в обмотці $L1$, потім плавно наростає і спадає разом із ним до нуля, одночасно з цим струм в обмотці $L2$ і далі лінійно спадає до нуля через зворотний діод $VD2$ і вихідний RC -ланка. Напруга U_{VT} на ключі VT плавно наростає, починаючи з початкової напруги U_{VT} , яка залежить від ємності конденсатора $C1$ і алгоритму керування ключем згідно з (29) і (30).

На третьому інтервалі розрахункова еквівалентна схема заміщення розпадається на два незалежні контури, зображені на рис. 9.

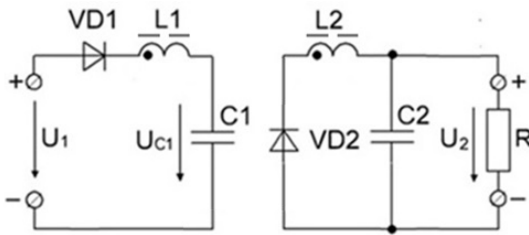


Рис. 9

Струм у дроселі $L1$ на третьому інтервалі в операторній формі визначається виразом:

$$I_{L_1}(p) = I_{C_1}(p) = \frac{U_1}{L} \frac{1}{\left(p^2 + \frac{1}{LC_1}\right)} + I_{L_0(3)} \frac{p}{\left(p^2 + \frac{1}{LC_1}\right)} \quad (37)$$

і в часовій області:

$$i_{L_1}(t_{(3)}) = \frac{U_1}{\omega_{(3)} L} \sin \omega_{(3)} t_{(3)} + I_{L_0(3)} \cos \omega_{(3)} t_{(3)}, \quad (38)$$

де $\omega_{(3)}^2 = \frac{1}{LC_1}$.

Напруга на конденсаторі $C1$ в операторній формі:

$$U_{C_1}(p) = \frac{1}{pC_1} I_{L_1}(p) = \frac{U_1}{LC_1} \frac{1}{p \left(p^2 + \frac{1}{LC_1}\right)} + \frac{I_{L_0(3)}}{C_1} \frac{1}{\left(p^2 + \frac{1}{LC_1}\right)}, \quad (39)$$

звідки після зворотного перетворення і спрощення дістанемо:

$$u_{C_1}(t_{(3)}) = U_1 (1 - \cos \omega_{(3)} t_{(3)}) + I_{L_0(3)} \sqrt{L/C_1} \sin \omega_{(3)} t_{(3)}. \quad (40)$$

Інтервал 4. Припиняється струм діода $VD2$ і другої обмотки дроселя, а конденсатор $C2$ і далі живить навантаження, розряджаючись до наступного замикання ключа та початку наступного періоду комутації.

Як зазначено вище, схема перетворювача на рис. 6 характеризується наявністю вхідної буферної ланки, де діод $VD1$ за будь-якої схеми вхідного джерела живлення постійного струму та вхідного фільтра служить для блокування розряду конденсатора $C1$. Характерно і важливо те, що ємність останнього дуже мала порівняно з конденсаторами фільтрів у класичних схемах перетворювачів постійної напруги, тому що він грає роль силового снабера, котрий формує режим роботи ключа, сприяє зменшенню динамічних втрат на ключі VT і підвищенню якості електроенергії на вході та виході ППН-2. Найкращим способом керування ключем VT у цій схемі є частотно-імпульсне регулювання, тобто регулювання частоти комутації через зміни ширини пауз у сигналі U_y , що керує, за незмінності ширини імпульсів.

3. DC/DC-перетворювач із поздовжнім ключем і додатковим дроселем (ППН-3). Електрична схема ППН-3 показана на рис. 10.

Тут двообмотковий дросель включений інакше, ніж у попередніх схемах, а також у буферному вузлі послідовно з діодом $VD1$ включено додатковий однообмотковий дросель. Результат його комп'ютерного моделювання зображений на часових діаграмах рис.11, де, крім попередніх позначень, штриховою лінією позначено струм I_{L2} другої обмотки двообмоткового дроселя.

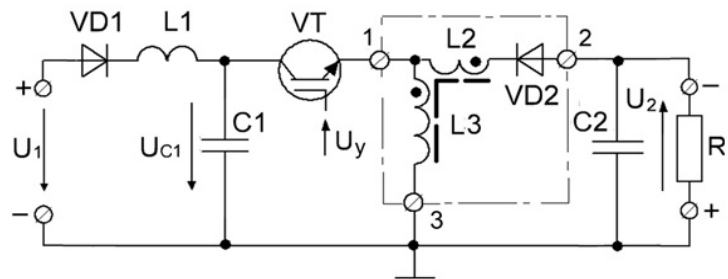


Рис. 10

Результат його комп'ютерного моделювання зображений на часових діаграмах рис.11, де, крім попередніх позначень, штриховою лінією позначено струм I_{L2} другої обмотки двообмоткового дроселя.

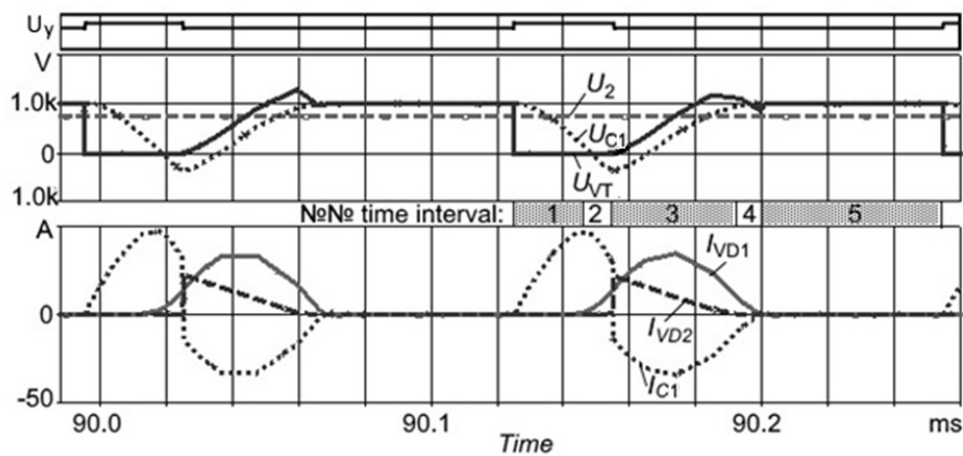


Рис. 11

На відміну від інших схем тут є 5 інтервалів комутації ключа, причому на інтервалі 1 енергію накопичує обмотка $L3$, а на інтервалі 5 енергію віддають магнітозв'язані обмотки $L2$ і $L3$ у конденсатор $C2$ і навантаження R , інвертуючи одночасно потенціал напруги на виході ключа VT .

За належного співвідношення між параметрами схеми вхідний струм і напруга на конденсаторі $C1$ змінюються плавно, практично за синусоїдою, напруга U_{VT} на ключі VT також наростає плавно до величини, трохи більшої напруги на конденсаторі U_{C2} (на виході ППН-3), що додатково сприяє поліпшенню якості енергії на вході і виході перетворювача і зниженню динамічних втрат енергії на його ключі.

У таблиці представлено результати порівняння розглянутих у статті схем DC/DC-перетворювачів, їхні переваги й недоліки залежно від налаштування й режимів роботи.

Таблиця

Позначення	Переваги	Недоліки
ППН-1	<p>Після вимкнення транзистора (за час паузи) частина струму навантаження проходить через буферний конденсатор, тому середній струм транзисторного ключа менше струму навантаження, а перетворювач у цей час працює в режимі джерела струму, і тому режим КЗ на виході для нього не є небезпечним. Напруга на ключі водночас не має стрибка, що перевищує вхідну напругу.</p> <p>Момент вимкнення транзистора не збігається з моментом відпирання зворотного діода (на відмінну від відомих ППН), що покращує умови комутації ключа й підвищує надійність його роботи.</p> <p>Напруга на вході фільтра <i>дворівнева</i>, що знижує вміст вищих гармонік у вихідній напрузі.</p>	<p>Напруга на ключі під час вимкнення наростає стрибком, тому потрібен снабер для пом'якшення комутації</p>
ППН-2	<p>Вхідний і вихідний струми перетворювача плавно наростають і спадають; струм ключа також наростає плавно. Це радикально знижує рівень електромагнітних завад.</p> <p>Напругу на ключі під час вимкнення можна оптимізувати через обирання величини буферної ємності й алгоритму керування.</p>	<p>Струм ключа різко спадає під час вимкнення.</p> <p>Напруга на ключі за час паузи наростає до величини, вищої від напруги живлення.</p>
ППН-3	<p>Вхідний струм плавно наростає і спадає; струм ключа наростає плавно; вихідний струм спадає плавно.</p> <p>Напругу на ключі під час вимкнення можна оптимізувати через обирання величини буферної ємності й алгоритму керування.</p>	<p>Струм ключа різко спадає під час вимкнення. Вихідний струм наростає стрибком. Напруга на ключі під час паузи наростає до величини, вищої від напруги живлення.</p>

Висновки.

1. Запропоновано модифікації схем двох знижувальних (ППН-1 і ППН-2) й одного підвищувального (ППН-3) *DC/DC*-перетворювачів з дроселями, що мають магнітозв'язані обмотки.

2. Наведено результати досліджень комп'ютерних і фізичних моделей цих перетворювачів і формули, які описують електромагнітні процеси в них, що дає змогу оптимізувати параметри реальних пристроїв, побудованих на їхній основі.

3. Показано, що ППН-1 дає змогу здійснити *дворівневе* регулювання напруги навіть з одним ключем, на відміну від наявних із декількома ключами – ємнісними або індуктивними дільниками напруги. Перетворювач такого типу може працювати в режимах джерела напруги та джерела струму, тому має підвищену стійкість у разі різко змінних технологічних навантажень.

4. Встановлено, що ППН-2 і ППН-3, завдяки використанню вхідних буферних вузлів дають змогу забезпечити рівень напруги на ключі в момент його вимикання, достатній для зниження на ньому комутаційних втрат.

5. Перетворювачі за схемою ППН-3 можуть успішно застосовуватися для живлення магнітно-напівпровідникових генераторів імпульсів та інших високовольтних пристроїв із різкозмінним навантаженням.

1. Угринов П. Ограничение напряжения на ключевом транзисторе. *Силовая электроника*. 2004. № 1. С. 62–65.
2. Глебов Б.А., Новакевич В. Построение устройств формирования траектории переключения при запираии силовых транзисторов. *Техн. Электродинамика*. 1985. № 2. С. 59–63.
3. Петросян Н. Н., Шитов В. А. Тиристорный ключ с демпфирующим конденсатором для питания электротехнологических установок. *Техн. Электродинамика*. 1985. № 2. С. 63–67.
4. Bhaskaran R., Paresh C. Voltage Clamp Circuits for a Power MOSFET PWM Inverter. *IEEE transact. on industrie appl.* 1987. Vol. IA–23. No 5. Pp. 911–920.
5. Rajashekara K. S., Vithyathil J., Rajagopalan V. Protection and switching–aid networks for transistor bridge inverters. *Transact. on industrial electronics*. 1986. Vol. IE–33. No 2. Pp. 185–192.
6. Данн М. Резонансный преобразователь Чука уменьшает индуктивности. *РадиоЛоцман*. 2018. № 5. С. 48–49.
7. Моисеев Е.А. Построение демпфирующих цепей для мощных импульсных преобразователей. Сборник науч. тр. НГТУ. 2006. № 1 (43). С. 147–152.
8. Русу А.П. Почему обмотки дросселя обратногоходового преобразователя могут иметь разное число витков. *РадиоЛоцман*. 2018. № 1. С. 26–31 (часть 1). № 2. С. 26–29 (часть 2).
9. Френцель Л. Зарядовые насосы как альтернатива стабилизаторам других типов. *РадиоЛоцман*. 2017. № 12. С.32–35.
10. Chashko M.V., Gusanov A.A. Harmonic analysis of pulsed energy transfer. *KDPU*. 2007. No 4 (45). Pp. 92–94.
11. Slobodan Cuk. A new zero-ripple switching DC-to-DC converter and integrated magnetics (Новый DC/DC-преобразователь с нулевыми пульсациями и интегрированными магнитопроводами). *IEEE Power Electronics Specialists Conference, 1980 Record*. Pp. 12–32.

УДК 621.314

СПОСОБЫ ПОВЫШЕНИЯ КПД И УЛУЧШЕНИЯ ОСНОВНЫХ ХАРАКТЕРИСТИК DC/DC ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЕЙ С ПРОДОЛЬНОМ КЛЮЧОМ

И.В. Волков, чл.-корр. НАН Украины, **В.В. Голубев**, канд. техн. наук,

В.И. Зозулев, канд. техн. наук

Институт электродинамики НАН Украины,

пр. Победы, 56, Киев, 03057, Украина

e-mail: dep 8 ied@ied.org.ua.

Представлены результаты исследования трёх новых вариантов импульсных преобразователей постоянного напряжения (ППН) с продольным транзисторным ключом. Установлено, что создание условий, при которых отсутствует резкий обрыв входного тока ППН, приводит к плавному изменению напряжения на его ключе и к минимизации диапазона изменения этого напряжения, что сопровождается снижением потерь энергии на ключе и улучшением качества электроэнергии на входе и выходе ППН. Показано, что создание таких условий реализуется с помощью двухобмоточных дросселей и входного буферного узла. Приведены точные и приближенные аналитические выражения, описывающие процессы на каждом интервале в таких преобразователях, которые хорошо согласуются с результатами компьютерного моделирования. Выяснены наиболее приемлемые способы управления ключами ППН-1...ППН-3. Даны рекомендации по применению ППН-1...ППН-3. Библи.11, рис.11, табл.

Ключевые слова: DC/DC преобразователь; продольный ключ; двухобмоточный дроссель; буферный узел; качество электроэнергии.

METHODS OF INCREASING EFFICIENCY AND IMPROVING THE MAIN PARAMETERS OF DC/DC CONVERTERS WITH A LONGITUDINAL SWITCH

I. V. Volkov, V. V. Golubev, V. I. Zozulev,

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

pr. Peremohy, 56, Kyiv, 03057, Ukraine,

e-mail: dep8ied@ied.org.ua

The results of the study of three new variants of DC/DC-pulse converters (DCC) with a longitudinal transistor switch are presented. It is established that the creation of conditions in which there is no sharp break of the DCC input current, leads to a smooth change in voltage on its switch and to minimize the range of variation of this voltage, which is accompanied by reduced power losses on the switch and improved power quality at the DCC input and output. It is shown that the creation of such conditions is implemented using two-winding chokes and an input buffer node. Exact and approximate analytical expressions are presented that describe the processes in such converters, which are in

good agreement with the results of computer simulation. The most acceptable ways to control the switches of DCC-1...DCC-3 were found out. Recommendations for the use of DCC -1... DCC-3 are given. Ref. 11, Fig. 11, table.

Keywords: DC/DC-Converter; longitudinal switch; two-winding choke; buffer node; power quality.

1. Ugrinov P. Limiting the voltage on the key transistor. Power electronics. 2004. No. 1. Pp. 62–65. (Rus)
2. Glebov B. A., Novakevich V. Construction of devices for forming the switching path when locking power transistors.- *Tekhnichna Electrodynamika*, 1985. No. 2. Pp. 59–63. (Rus)
3. Petrosyan N. N., Shitov V. A. Thyristor key with damping capacitor for power supply of electrotechnological installations. *Tekhnichna Electrodynamika*. 1985. No. 2. Pp. 63–67. (Rus)
4. Bhaskaran R., Paresh C. Voltage Clamp Circuits for a Power MOSFET PWM Inverter. *IEEE transaction. on industry appl.* 1987. Vol. IA-23. No. 5. Pp. 911–920.
5. Rajashekara K. S., Vithyathil J., Rajagopalan V. Protection and switchingaid networks for transistor bridge inverters. *Transact. on industrial electronics*. 1986. Vol. IE–33, No 2. Pp. 185–192.
6. Dunn Michael. Resonant Converter reduces the inductance of the Chuck. *Radiolotsman*, 2018. No 5. Pp. 48–49. (Rus)
7. Moiseev E. A. Construction of damping circuits for high-power pulsed pregenerators. Collection of scientific Tr. NSTU. 2006. No 1(43). Pp. 147–152. (Rus)
8. Rusu A. P. Why the throttle windings of a reverse Converter can have a different number of turns. *Radiolotsman*. 2018. No 1, Pp. 26–31. (Part 1). No 2. Pp. 26–29 (Part 2). (Rus)
9. Frenzel Lou. Charge pumps as an alternative to stabilizers of other types. *Radiolotsman*. 2017. No. 12. Pp.32–35. (Rus)
10. Chashko M. V. Gusanov A.A. Features of pulsed power transmission. *KDPU*. 2007. No 4 (45). Pp. 92–94.
11. Slobodan Cuk. A new zero-ripple switching DC-to-DC converter and integrated magnetics (a New DC/DC Converter with zero ripples and integrated magnetic cores). *IEEE Power Electronics Specialists Conference*, 1980. Record. Pp. 12–32.

Надійшла: 18.09.2020

Received: 18.09.2020

УДК 621.324

DOI: <https://doi.org/10.15407/publishing2020.57.055>

ВИКОРИСТАННЯ МЕТОДУ УСЕРЕДНЕННЯ ДЛЯ АНАЛІЗУ ПЕРЕТВОРЮВАЧІВ ПОСТІЙНОЇ НАПРУГИ В РЕЖИМІ ПЕРЕРИВЧАСТИХ СТРУМІВ В ІНДУКТИВНИХ ЕЛЕМЕНТАХ

Ю.В. Руденко, докт. техн. наук,
Інститут електродинаміки НАН України,
пр. Перемоги, 56, Київ, 03057, Україна,
e-mail: rudenko@ied.org.ua

Розглянуто засади методу усереднення в просторі станів із використанням теорем Лагранжа для розрахунку напівпровідникових перетворювачів постійної напруги, які працюють у режимах переривчастих струмів в індуктивних елементах. Для реалізації введеного в дослідженні припущення запропоновано заміну конденсатора у вихідних колах схеми заміщення перетворювача джерелом постійної е.р.с. Це дає змогу дістати спрощену математичну модель перетворювача для розрахунку інтегральних характеристик, яка відповідає сумісно-визначеній системі алгебраїчних рівнянь з усередненими змінними. З використанням розроблених моделей розраховано параметри понижувального, підвищувального та інвертувального перетворювачів, визначено аналітичні та графічні залежності граничних значень цих параметрів, які забезпечують заданий режим роботи. Отримані залежності дають можливість порівняння властивостей перетворювачів та вибору їхніх ефективних параметрів. Бібл. 10, рис. 3.

Ключові слова: методи розрахунку та аналізу напівпровідникових перетворювачів, метод усереднення в просторі станів, перетворювачі постійної напруги.

Достатньо поширеними в роботі напівпровідникових перетворювачів постійної напруги є режими переривчастих струмів індуктивних елементів. Такі режими виникають у перетворювачах за певних параметрах навантаження, індуктивності індуктивних елементів та відносної тривалості інтервалів накопичення енергії в них. Відповідні величини накопиченої на попередніх інтервалах роботи енергії в індуктивних елементах перетворювача в процесі її передачі сприяють появі режимів відсікання, коли всі напівпровідникові елементи перебувають у закритому стані, що збільшує число інтервалів постійності структури – з'являються додаткові інтервали нульових струмів індуктивних елементів. Необхідність урахування та вибору тих чи інших режимів перетворювачів є актуальним завданням у процесі забезпечення їхньої надійної та ефективної роботи як із погляду впливу наскрізних струмів у елементах, що перемикають, так і динамічних втрат енергії в них під час перемикань.

Розроблений у роботах [1, 2, 3] метод аналізу на основі усереднення в просторі станів із використанням теорем Лагранжа дає змогу ефективно досліджувати багатоінтервальні процеси в перетворювачах, безпосередньо визначаючи їхні інтегральні характеристики та часові інтервали усталеного процесу. Такий метод передбачає отримання системи алгебраїчних рівнянь з усередненими змінними, що відповідає вихідним диференціальним рівнянням, які описують процеси в перетворювачах постійної напруги на всіх інтервалах його роботи. Подальше розв'язання системи алгебраїчних рівнянь для дослідження інтегральних характеристик перетворювача потребує визначення базису незалежних змінних, кількість яких має відповідати числу рівнянь системи. У такому разі отримана система алгебраїчних рівнянь має єдиний розв'язок, тобто є сумісно-визначеною [4].

Аналіз процесів у перетворювачах у режимах переривчастих струмів показує, що наявність інтервалу нульових струмів дроселя перетворювача призводить до зниження кількості реактивних елементів його схеми заміщення на цьому інтервалі та, відповідно, до зниження кількості диференціальних рівнянь на одиницю. Водночас кількість невідомих незалежних змінних алгебраїчної системи рівнянь, що отримується після усереднення змінних у диференціальних рівняннях, не відповідає кількості рівнянь. Це робить неможливим їхнє розв'язання, отримувана система алгебраїчних рівнянь втрачає статус сумісно-визначеної. Отже, наявність інтервалів із нульовими струмами індуктивних елементів вимагає визначення підходів для застосування цього методу під час дослідження перетворювачів, які працюють у режимах переривчастих струмів. Тому метою цієї роботи є спрощення математичних моделей перетворювачів постійної напруги для їхнього аналізу в режимах переривчастих струмів індуктивних елементів у разі використання методу усереднення в просторі станів на основі теорем Лагранжа.

Розглянемо для прикладу аналіз процесів у найпоширеніших схемах однокатних перетворювачів (рис.1), що працюють у режимі переривчастих струмів дроселя: перетворювачів понижувального (рис.1, а), підвищувального (рис.1, б) та інвертувального типів (рис.1, в). Часові діаграми струму дроселя i_L , змінної складової напруги на конденсаторі u_C та струму в ньому i_C на прикладі понижувального перетворювача в переривчастому режимі зображено на рис.1, г.

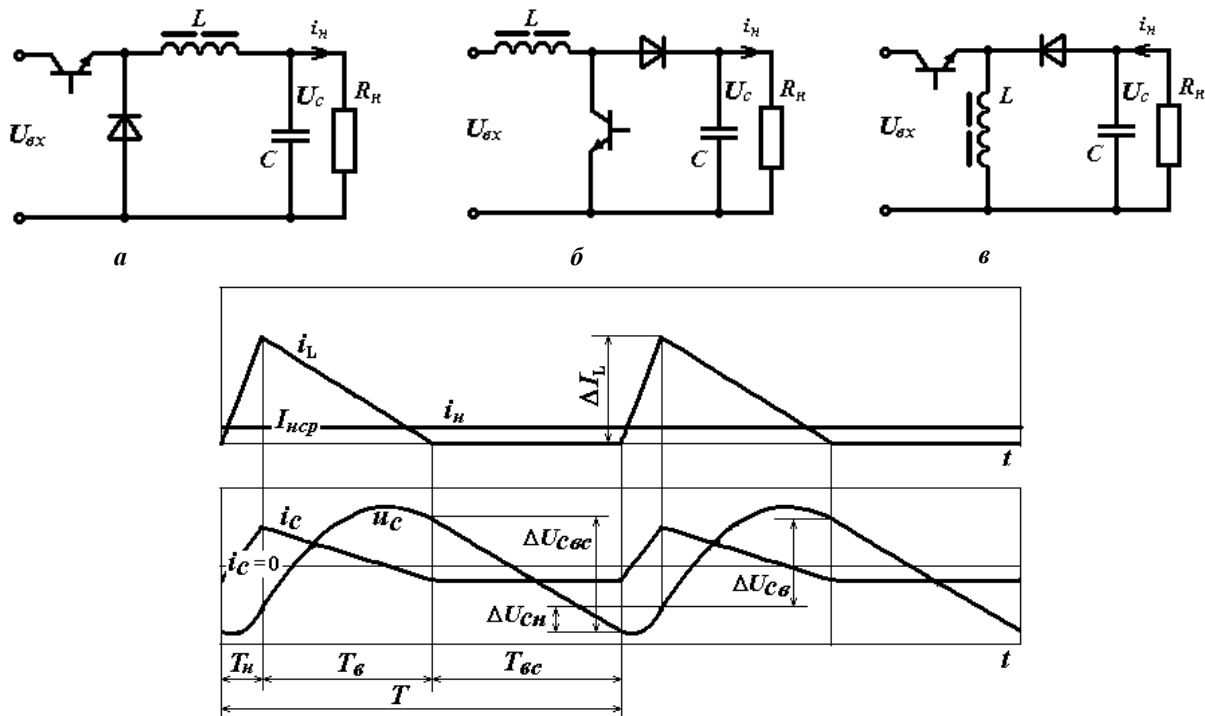


Рис. 1

У процесі аналізу припускаємо, що комутація елементів перемикання перетворювачів відбувається миттєво, їхні активні опори у відкритому стані дорівнюють нулю, активні опори обмоток дроселів дорівнюють нулю. Дослідимо процеси в понижувальному перетворювачі (рис.1, а). Як показано на рис.1, г, періодичний процес у перетворювачі з періодом комутації T охоплює інтервал накопичення енергії T_n , її віддачі T_v та інтервал відсікання енергії $T_{вс}$. На рис.1, г також позначено: ΔI_L – приріст струму дроселя на інтервалах, $\Delta U_{Cн}$, $\Delta U_{Cв}$, $\Delta U_{Cвс}$ – прирости напруги на конденсаторі на відповідних інтервалах.

Запишемо диференціальні рівняння, що описують процеси в схемах заміщення понижувального перетворювача на всіх інтервалах роботи:

$$\text{інтервал накопичення} \quad L \frac{di_L}{dt} + u_C = U_{вх}; \quad (1)$$

$$C \frac{du_C}{dt} + \frac{u_C}{R_n} = i_L; \quad (2)$$

інтервал віддачі $L \frac{di_L}{dt} + u_C = 0; \quad (3)$

$$C \frac{du_C}{dt} + \frac{u_C}{R_n} = i_L; \quad (4)$$

інтервал відсікання $C \frac{du_C}{dt} + \frac{u_C}{R_n} = 0. \quad (5)$

Усреднюючи змінні системи (1) – (5), використаємо згідно з теоремами Лагранжа [5] такі співвідношення:

$$I_{Lcp} = \frac{1}{(t_b - t_a)} \int_{t_a}^{t_b} i(t) dt, \quad U_{Ccp} = \frac{1}{(t_b - t_a)} \int_{t_a}^{t_b} u(t) dt,$$

$$\left. \frac{di_L(t)}{dt} \right|_{cp} = I'_{Lcp} = \frac{1}{(t_b - t_a)} \int_{t_a}^{t_b} i'_L(t) dt = \frac{i_L(t_b) - i_L(t_a)}{(t_b - t_a)},$$

$$\left. \frac{du_C(t)}{dt} \right|_{cp} = U'_{Ccp} = \frac{1}{(t_b - t_a)} \int_{t_a}^{t_b} u'_C(t) dt = \frac{u_C(t_b) - u_C(t_a)}{(t_b - t_a)},$$

де I_{Lcp} , U_{Ccp} – середні значення функцій змінних станів $i_L(t)$ та $u_C(t)$ на інтервалі від t_a до t_b ; $t_b - t_a = \Delta T$ – тривалість інтервалів; $i_L(t_b) - i_L(t_a) = \Delta I_L$, $u_C(t_b) - u_C(t_a) = \Delta U_C$ – прирости функцій змінних станів на інтервалі.

Отже, алгебраїчні рівняння з урахуванням знаку приростів змінних станів на інтервалах мають такий вигляд:

$$L \frac{\Delta I_{Lcp}}{T_n} + U_{Ccpn} = U_{ax}; \quad (6)$$

$$C \frac{\Delta U_{Cn}}{T_n} + \frac{U_{Ccpn}}{R_n} = I_{Lcp}; \quad (7)$$

$$L \frac{\Delta I_{Lcp}}{T_g} - U_{Ccpг} = 0; \quad (8)$$

$$C \frac{\Delta U_{Cг}}{T_g} + \frac{U_{Ccpг}}{R_n} = I_{Lcp}; \quad (9)$$

$$C \frac{\Delta U_{Cвс}}{T_{вс}} - \frac{U_{Ccpвс}}{R_n} = 0. \quad (10)$$

У рівняннях (6) – (10) у позначеннях середніх значень та приростів функцій індекси «н», «г», «вс» відповідають інтервалам накопичення, віддачі та відсікання енергії відповідно. Прирости та середні значення струму дроселя на інтервалах накопичення та віддачі мають однакові значення, тому їх замінено однією змінною. Середні значення напруги на конденсаторі та її прирости на інтервалах комутації перетворювача, як ілюструють часові діаграми рис.1, 2, не є рівними між собою, тому не можуть бути замінені єдиними змінними на періоді комутації. Через це кількість невідомих в отриманій системі має 10 змінних, до яких належать приріст струму дроселя та прирости напруги на конденсаторі і їхні середні значення на інтервалах. Це означає, що отримана система (6) – (10) з п'яти рівнянь містить у собі 10 змінних, тому не є сумісно-визначеною, тобто не має єдиного розв'язку.

Як показує аналіз отриманих рівнянь, одним з ефективних шляхів спрощення системи з усередненими змінними (6) – (10) є введення припущення про те, що за достатньо великих

значень ємності конденсатора C прирости напруги конденсатора на інтервалах дорівнюють нулю $\Delta U_C = 0$, а середні значення напруги на інтервалах є однаковими та рівними постійній величині U_C . Таке припущення є коректним через те, що великі значення ємності конденсатора зазвичай використовується для зменшення пульсацій (максимальної амплітуди змінної складової) вихідної напруги перетворювача. Причому меншим пульсаціям напруги на конденсаторі, як ілюструють діаграми рис. 1, з, відповідають ще менші прирости цієї напруги на інтервалах.

Отже, вводячи припущення про $\Delta U_C = 0$, рівняння (7) та (9) виключаються з отриманої системи з усередненими змінними. Але застосування цього припущення до рівняння (10) призводить до втрати інформації про процеси в перетворювачі на інтервалі відсікання, що є неприпустимим. З іншого боку, член із приростом функції $\Delta U_{C_{\text{срвс}}}$ у рівнянні (10) визначає, згідно з теоремою Лагранжа про середнє значення похідної функції [5], середній струм конденсатора на інтервалі відсікання:

$$I_{C_{\text{срвс}}} = C \left. \frac{du_C(t)}{dt} \right|_{\text{срвс}} = C \frac{1}{T_{\text{вс}}} \int_{T_{\text{вс}}} u'_{C_{\text{срвс}}}(t) dt = C \frac{\Delta U_{C_{\text{срвс}}}}{T_{\text{вс}}},$$

де $u'_{C_{\text{срвс}}}(t)$ – похідна функції напруги конденсатора на інтервалі відсікання. Як слідує з теореми, середній струм конденсатора на цьому інтервалі визначається лише приростом напруги конденсатора на інтервалі, його ємністю, тривалістю інтервалу та не залежить від початкових умов напруги на інтервалі, і тому таке визначення є самодостатнім. Причому, згідно з рівнянням (10), значення середнього струму конденсатора на інтервалі відсікання дорівнює середньому струму навантаження на цьому ж інтервалі: $I_{C_{\text{срвс}}} = U_{C_{\text{срвс}}} / R_n = I_{\text{нсрвс}}$. Це також слідує з того, що миттєві значення струму конденсатора на інтервалі відсікання збігаються з миттєвими значеннями струму навантаження згідно з рівнянням (5), що зі свого боку визначається схемою заміщення перетворювача на інтервалі відсікання та ілюструється діаграмами відповідних струмів на рис. 1, з. Необхідно відмітити, що в усталеному режимі середній струм навантаження на всіх інтервалах роботи перетворювача є однаковим та дорівнює середньому струму навантаження на періоді комутації. Отже, на інтервалі відсікання виконується рівність $I_{\text{нсрвс}} = I_{\text{нср}}$, де середній струм навантаження $I_{\text{нср}}$ можна визначити для понижувального перетворювача за параметрами середнього струму дроселя на всьому періоді комутації (рис.1, з):

$$I_{\text{нср}} = \Delta I \frac{T_n + T_{\text{вс}}}{2T} = \frac{U_C}{R_n}. \quad (11)$$

У такому разі за введеного припущення $\Delta U_C = 0$ схемам заміщення понижувального перетворювача на трьох інтервалах роботи відповідатиме така спрощена система рівнянь з усередненими змінними:

$$\begin{cases} L \frac{\Delta I}{T_n} + U_C = U_{\text{вх}}; \\ L \frac{\Delta I}{T_{\text{вс}}} = U_C; \\ I_{\text{нср}} = \Delta I \frac{T_n + T_{\text{вс}}}{2T} = \frac{U_C}{R_n}. \end{cases} \quad (12)$$

Розглянемо реалізацію припущення про $\Delta U_C = 0$ під час аналізу процесів через введення ідеального джерела постійної е.р.с. з напругою U_C замість конденсатора у вихідному колі схем заміщення перетворювача. На рис. 2 показано схеми заміщення підвищувального перетворювача з джерелом постійної е.р.с. у вихідному колі на інтервалі накопичення енергії (рис. 2, а), її віддачі (рис. 2, б) та відсікання (рис. 2, в).

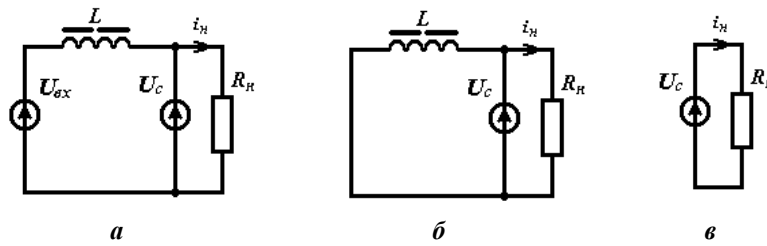


Рис. 2

Ці схеми заміщення зображають процеси в пристрої щодо лише однієї змінної – струму дроселя з урахуванням змінної складової, що протікає через джерело U_C , та постійної складової, яка визначається струмом навантаження $i_n = U_C/R_n$. У такому випадку схемам заміщення відповідає спрощена система диференціальних рівнянь лише з двох диференціальних рівнянь для першого та другого інтервалів, до якої необхідно додати співвідношення для струму навантаження:

$$\begin{cases} L \frac{di_L}{dt} + U_C = U_{ox}; \\ L \frac{di_L}{dt} + U_C = 0; \\ i_n = U_C/R_n. \end{cases}$$

Третє співвідношення цієї системи відображає інформацію про струм навантаження на всіх інтервалах, у тому числі на інтервалі відсікання енергії. Застосування до цих виразів процедури усереднення на основі теорем Лагранжа дає змогу безпосередньо перейти до спрощеної системи з усередненими змінними (12), яка є сумісно-визначеною.

Отже, наведені міркування дають можливість формалізувати застосування методу усереднення в просторі станів на основі теорем Лагранжа, використовуючи процедуру заміни конденсатора у вихідних колах схем заміщення перетворювача джерелом постійної е.р.с. з напругою U_C на всіх інтервалах роботи. Це дає змогу, реалізуючи припущення про $\Delta U_C = 0$, спростити початкову систему диференціальних рівнянь до двох виразів згідно зі схемами заміщення з джерелом постійної е.р.с. замість конденсатора, додаючи до них співвідношення $U_C/R_n = i_n$. Виконуючи усереднення змінних у спрощеній системі диференціальних рівнянь, безпосередньо дістаємо спрощену підсумкову систему (12), у якій середній струм навантаження понижувального перетворювача визначається виразом (11). За відомих заданих величин індуктивності дроселя L , опору навантаження R_n , тривалості інтервалу накопичення T_n , вхідної напруги U_{ox} невідомими змінними системи трьох алгебраїчних рівнянь (12) є три параметри: ΔI , U_C , T_e . Ця система є сумісно-визначеною та має єдиний розв'язок щодо вказаних змінних. Розв'язком вказаної системи (12) є такі вирази:

$$\Delta I = \frac{\phi_1}{2 + \phi_1} \cdot \frac{T_n U_{ox}}{L}, \quad U_C = \frac{2}{2 + \phi_1} \cdot U_{ox}, \quad T_e = \phi_1 \cdot \frac{T_n}{2}, \quad (13)$$

де $\phi_1 = \sqrt{1 + 8\rho/K_3^2} - 1$, $\rho = \tau/T$, $\tau = L/R_n$, $K_3 = T_n/T$ – відносна тривалість інтервалу накопичення енергії дроселем (коефіцієнт заповнення імпульсів керування).

Однією з переваг методу усереднення з використанням теорем Лагранжа [1–3], як порівняти з наявними близькими до нього методами [6–10], є можливість визначати невідомі тривалості інтервалів постійності структури перетворювача в усталеному режимі. Це дає змогу досліджувати властивості перетворювачів. Так, під час аналізу процесів у перетворювачах інформація про тривалість інтервалу віддачі енергії T_e дає змогу визначити умову існування режимів переривчастих струмів дроселя. Такою умовою для перетворювачів рис.1 є такий вираз:

$$I_{Lcp} < \Delta I/2, \quad (14)$$

де I_{Lcp} – середній струм дроселя.

У понижувальному перетворювачі середній струм дроселя дорівнює середньому струму навантаження $I_{нсп}$. Тому, підставляючи в умову (14) визначені параметри (13), дістанемо таку нерівність, що відображає зону параметрів, які відповідають режиму переривчастого струму дроселя в понижувальному перетворювачі:

$$\rho < \frac{1 - K_3}{2}. \quad (15)$$

Отримана умова (15) визначає залежність співвідношення між постійною часу τ кола схеми заміщення перетворювача та періодом комутації T , що забезпечує безперервний або переривчастий режим струму дроселя в діапазоні керування K_3 .

Для підвищувального перетворювача (рис.1, б) диференціальні рівняння, що описують процеси на інтервалах, мають такий вигляд:

$$\begin{aligned} \text{інтервал накопичення} \quad & L \frac{di_L}{dt} = U_{ex}; \\ & C \frac{du_C}{dt} + \frac{u_C}{R_n} = 0; \\ \text{інтервал віддачі} \quad & L \frac{di_L}{dt} + u_C = U_{ex}; \\ & C \frac{du_C}{dt} + \frac{u_C}{R_n} = i_L; \\ \text{інтервал відсікання} \quad & C \frac{du_C}{dt} + \frac{u_C}{R_n} = 0. \end{aligned}$$

Після усереднення змінних вказаних диференціальних рівнянь з урахуванням заміни конденсатора джерелом постійної е.р.с. та знаку приросту струму на інтервалах дістанемо алгебраїчні рівняння для підвищувального перетворювача на всіх інтервалах роботи:

$$\begin{cases} L \frac{\Delta I}{T_n} = U_C; \\ -L \frac{\Delta I}{T_e} + U_C = U_{ex}; \\ I_{нсп} = \Delta I \frac{T_e}{2T} = \frac{U_C}{R_n}. \end{cases} \quad (16)$$

Розглядаючи процеси в понижувальному перетворювачі, можна помітити, що струм навантаження на інтервалі відсікання енергії визначається загальним середнім струмом діода на всьому періоді. Це показано третім рівнянням системи (16).

Розв'язуючи систему алгебраїчних рівнянь (16), запишемо вирази для визначення характеристик процесів у підвищувальному перетворювачі:

$$\Delta I = \frac{T_n U_{ex}}{L}, \quad U_C = \frac{\phi_{II}}{2} \cdot U_{ex}, \quad T_e = \phi_{II} \cdot \frac{\tau T}{T_n}, \quad (17)$$

де $\phi_{II} = \sqrt{1 + 2K_3^2 / \rho} + 1$.

Для визначення умови (14) існування режиму переривчастих струмів у підвищувальному перетворювачі помітимо, що середній струм дроселя в ньому описується виразом (11). Тому для підвищувального перетворювача зона параметрів, що відповідає режиму переривчастих струмів дроселя, записується після відповідних підстановок виразів (17) в умову (14) так:

$$\rho < \frac{K_3^3 + K_3}{2} - K_3^2. \quad (18)$$

Розглянемо процеси в інвертувальному перетворювачі (рис. 1, в). Диференціальні рівняння, що описують процеси в ньому на інтервалах накопичення, віддачі та відсікання енергії, мають вигляд:

$$\begin{aligned} \text{інтервал накопичення} \quad & L \frac{di_L}{dt} = U_{ex}; \\ & C \frac{du_C}{dt} + \frac{u_C}{R_n} = 0; \\ \text{інтервал віддачі} \quad & L \frac{di_L}{dt} + u_C = 0; \\ & C \frac{du_C}{dt} + \frac{u_C}{R_n} = i_L; \\ \text{інтервал відсікання} \quad & C \frac{du_C}{dt} + \frac{u_C}{R_n} = 0. \end{aligned}$$

Після усереднення змінних такої системи з урахуванням заміни конденсатора джерелом постійної е.р.с. та знаку приросту струму на інтервалах дістанемо алгебраїчні рівняння, які мають вираз для середнього струму навантаження:

$$\begin{cases} L \frac{\Delta I}{T_n} = U_C; \\ L \frac{\Delta I}{T_g} = U_C; \\ I_{нсп} = \Delta I \frac{T_g}{2T} = \frac{U_C}{R_n}. \end{cases} \quad (19)$$

В отриманій системі рівнянь для інвертувального перетворювача струм навантаження на інтервалі відсікання енергії також визначається загальним середнім струмом діода на всьому періоді, що відображено в третьому рівнянні.

Розв'язком отриманої системи з усередненими змінними (19) є такі характеристики інвертувального перетворювача:

$$\Delta I = \frac{T_n U_{ex}}{L}, \quad U_C = \frac{K_3}{\sqrt{2\rho}} \cdot U_{ex}, \quad T_g = T \sqrt{2\rho}. \quad (20)$$

Для визначення умови (14) існування режиму переривчастих струмів в інвертувальному перетворювачі зауважимо, що середній струм дроселя в ньому також описується виразом (11). Отже, для інвертувального перетворювача зона параметрів, що відповідає режиму переривчастих струмів дроселя, визначається після відповідних перетворень таким виразом:

$$\rho < \frac{(1 - K_3)^2}{2}. \quad (21)$$

Отримані аналітичні вирази (15), (18), (21) дають змогу відобразити графічні залежності параметрів ρ розглянутих перетворювачів, що забезпечують режими переривчастого або безперервного струму дроселя в усьому діапазоні регулювання K_3 . Ці залежності показано на рис. 3. Цифрами 1, 2, 3 на рис. 3 позначено границі режимів для понижувального, підвищувального та інвертувального перетворювачів відповідно. Зона параметрів ρ , що розташовуються нижче вказаних графіків, відповідає режимам переривчастих струмів дроселя перетворювачів.

Аналіз указаних залежностей свідчить про те, що найбільша за площею зона параметрів ρ у зоні переривчастих струмів дроселя належить понижувальному перетворювачу (1). Значно менша за площею зона цих параметрів належить інвертувальному перетворювачу (3). Причому максимальне значення $\rho = 0,5$ відповідає величині $K_3 = 0$ для

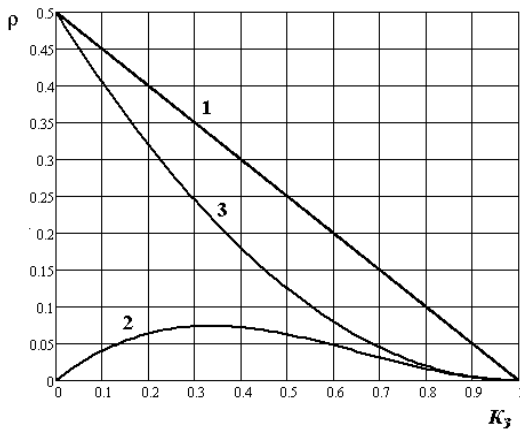


Рис. 3

обох вказаних перетворювачів. Для підвищувального перетворювача площа зони параметрів ρ у зоні переривчастих струмів є ще набагато меншою (2). Як показує визначення екстремуму функції $\rho = f(K_3)$, максимальне граничне значення параметр $\rho = 0,074$ для такого перетворювача набуває за умови $K_3 = 1/3$. Отже, отримані залежності дають змогу обирати допустимі параметри $\rho = L/R_n T$, які забезпечують необхідний режим струму дроселя перетворювача в зоні регулювання K_3 . Вірогідність отриманих результатів підтверджено за допомогою імітаційного моделювання процесів у таких перетворювачах у пакеті PSpice.

Висновки.

1. У результаті виконаних досліджень проілюстровано шлях використання методу усереднення в просторі станів на основі теорем Лагранжа для аналізу процесів у перетворювачах постійної напруги в режимах переривчастого струму індуктивних елементів. Показано, що введення припущення про нехтування пульсаціями та приростами напруги конденсатора на інтервалах у вихідному колі перетворювача знижує порядок системи алгебраїчних рівнянь з усередненими змінними, які описують процеси в перетворювачі як математичну модель. Це дає змогу дістати вказану систему рівнянь у сумісно-визначеному вигляді, значно спростити її розв'язання та визначення основних інтегральних характеристик перетворювача.

2. Для формалізації застосування методу усереднення під час аналізу досліджуваних режимів запропоновано заміну конденсатора в контурі навантаження схеми заміщення перетворювача джерелом постійної е.р.с., що відповідає реалізації припущення про нехтування пульсаціями і приростами напруги на ньому та спрощує у такий спосіб розрахунки.

3. Продемонстровано можливість методу усереднення на основі теорем Лагранжа в отриманні аналітичних залежностей характеристик перетворювачів постійної напруги, що дає змогу застосовувати відомі методи математичного аналізу для ефективного дослідження їх електромагнітних властивостей. Показано також, що можливість отримання інформації про часові параметри усталеного процесу в перетворювачі за розглянутим методом дає змогу розраховувати граничні режими, які визначаються цими параметрами та обумовлюють характер процесу.

4. Проведені дослідження показали, що найбільшу площу зони параметрів, які забезпечують режим переривчастих струмів дроселя серед розглянутих однотактних перетворювачів має понижувальний, найменшу – підвищувальний перетворювач.

Фінансується за держбюджетною темою "Розвиток теорії та наукове обґрунтування принципів побудови потужних імпульсних напівпровідникових перетворювачів з нелінійним динамічним навантаженням модульної структури" (Джерело-3), державний реєстраційний номер роботи 0119U001289. КПКВК 6541030.

1. Руденко Ю.В. Способ усреднения модели импульсных преобразователей постоянного напряжения. *Технічна електродинаміка*. 2017. № 3. С. 42–48.
2. Руденко Ю.В. Усреднение модели двухтактного преобразователя постоянного напряжения. *Технічна електродинаміка*. 2018. № 1. С. 37–46.
3. Руденко Ю.В., Руденко Т.В. Усреднение модели импульсного преобразователя с цепью второго порядка. *Пр. Ін-ту електродинаміки НАНУ*. 2018. Вип. 49. С.88–97.

4. Ильин В. А., Позняк Э. Г. Линейная алгебра. М.: Физматлит, 2004. 280 с.
5. Корн Г., Корн Т. Справочник по математике для научных работников и инженеров. Москва: Наука, 1984. 832 с.
6. Cuk S. Power electronics: Modelling, Analysis and Measurements. Vol.2. Create Space Independent Publishing Platform, USA, 2015. 272 p.
7. Maksimovich D., Stankovich A., Thottuvelil V., Verghese G. Modeling and Simulation of Power Electronic Converters. *IEEE Proceedings*, Vol. 89. No. 6. 2001. Pp. 898 – 912.
8. Emadi A. Modeling and analysis of multiconverter DC power electronic systems using the generalized state-space averaging methods. *IEEE Trans. Industrial Electronics*. 2004. Vol.51. Issue 3. Pp. 661 – 668.
9. Кадацкий А.Ф., Русу А.П. Математическая модель электрических процессов в импульсных преобразователях постоянного напряжения с широтно-импульсным методом регулирования. *Наукові праці ОНАЗ ім. О.С.Попова*. 2004. № 3. С. 10 –16.
10. Мелешин В.И. Транзисторная преобразовательная техника. Москва: Техносфера, 2006. 632 с.

УДК 621.314

ИСПОЛЬЗОВАНИЕ МЕТОДА УСРЕДНЕНИЯ ДЛЯ АНАЛИЗА ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЕЙ ПОСТОЯННОГО НАПРЯЖЕНИЯ ПРИ ПРЕРЫВИСТЫХ ТОКАХ В ИНДУКТИВНЫХ ЭЛЕМЕНТАХ

Ю.В. Руденко, докт. техн. наук
Институт электродинамики НАН Украины,
пр. Победы, 56, Киев, 03057, Украина,
e-mail: rudenko@ied.org.ua

Рассмотрены основы метода усреднения в пространстве состояний с использованием теорем Лагранжа для расчета полупроводниковых преобразователей постоянного напряжения, которые работают в режимах прерывистых токов в индуктивных элементах. Для реализации введенного в исследовании допущения предложено замену конденсатора в выходных цепях схемы замещения преобразователя источником постоянной э.д.с. Это позволяет получить упрощенную математическую модель преобразователя для расчета интегральных характеристик, которая соответствует совместно-определенной системе алгебраических уравнений с усредненными переменными. С помощью разработанных моделей рассчитаны параметры понижающего, повышающего и инвертирующего преобразователей, определены аналитические и графические зависимости предельных значений этих параметров, которые обеспечивают заданный режим работы. Полученные зависимости дают возможность сравнения свойств преобразователей и выбора их эффективных параметров. Библ. 10, рис. 3.

Ключевые слова: методы расчета и анализа полупроводниковых преобразователей, метод усреднения в пространстве состояний, преобразователи постоянного напряжения.

APPLICATION OF THE AVERAGE METHOD FOR ANALYSIS OF DC VOLTAGE CONVERTERS WITH INTERRUPTED CURRENTS IN INDUCTIVE ELEMENTS

Yu.V. Rudenko
Institute of electrodynamics of the National Academy of Sciences of Ukraine,
pr.Peremohy, 56, Kyiv, 03057, Ukraine
e-mail: rudenko@ied.org.ua

The fundamentals of the state-space averaging method using Lagrange's theorems for calculating dc semiconductor converters, which operate in modes of intermittent currents in inductive elements, are considered. To implement the assumption introduced in the study, it is proposed to replace the capacitor in the output circuits of the converter equivalent circuit with a source of constant emf. This makes it possible to obtain a simplified mathematical model of the converter for calculating the integral characteristics, which corresponds to a jointly defined system of algebraic equations with averaged variables. Using the developed models, the parameters of the buck, boost, and inverting converters are calculated, the analytical and graphic dependencies of the limiting values of these parameters are determined, which ensure the specified operating mode. The obtained dependencies make it possible to compare the properties of converters and select their effective parameters. Ref. 10, fig. 3.

Keywords: methods for calculating and analyzing semiconductor converters, an averaging method in the state space, dc converters

1. Rudenko Yu.V. Mode of averaging of pulse DC converter model. *Tekhnichna Elektrodynamika*. 2017. No 3. Pp. 42–48. (Rus)
2. Rudenko Yu.V. Averaging of push-pull DC converter model. *Tekhnichna Elektrodynamika*. 2018. No 1. Pp. 37–46. (Rus)
3. Rudenko Yu.V., Rudenko T.V. Averaging of model of the pulse converter with a second-degree circuit. *Pratsi Instytutu elektrodynamiky Natsionalnoi Akademii Nauk Ukrainy*. 2018. No 49. Pp.88–97. (Rus)
4. Illin V.A., Pozniak E.G. Linear algebra. M.: Fizmatlit, 2004. 280 p. (Rus)
5. Korn G., Korn T. Mathematical Handbook for Scientists and Engineers. Moskva: Nauka, 1984. 832 p. (Rus)
6. Cuk S. Power electronics: Modelling, Analysis and Measurements. Vol. 2. Create Space Independent Publishing Platform, USA, 2015. 272 p. (Eng)
7. Makcimovich D., Stankovich A., Thottuvelil V., Verghese G. Modeling and Simulation of Power Electronic Converters. *IEEE Proceedings*, Vol. 89. No. 6. 2001. Pp. 898 – 912. (Eng)
8. Emadi A. Modeling and analysis of multiconverter DC power electronic systems using the generalized state-space averaging methods. *IEEE Trans. Industrial Electronics*. 2004. Vol.51. Issue 3. Pp. 661 – 668. (Eng)
9. Kadatsky A.F., Rusu A.P. Mathematical model of electric processes in pulsed DC converters with pulse-width method of regulation. *Naukovi pratsi ONAZ im. O.S. Popova*. 2004. No 3. Pp. 10–16.(Rus)
10. Meleshin V.I. Transistor conversion technique. Moskva: Tekhnosfera, 2006. 632 p. (Rus)

Надійшла: 06.10.2020

Received: 06.10.2020

ЕЛЕКТРИЧНІ МАШИНИ ТА АПАРАТИ

УДК 621.313.322

DOI: <https://doi.org/10.15407/publishing2020.57.065>

ДОСЛІДЖЕННЯ ФІЗИЧНИХ ПРОЦЕСІВ У ТОРЦЕВІЙ ЗОНІ ТУРБОГЕНЕРАТОРА ПРИ МЕХАНІЧНИХ УШКОДЖЕННЯХ КРІПЛЕННЯ ОСЕРДЯ СТАТОРА

К.А. Кучинський^{1*}, докт. техн. наук, В.А. Крамарський¹, канд. техн. наук, Д.І. Хвалін^{2**}, канд. техн. наук, В.А. Мистецький¹

¹ – Інститут електродинаміки НАН України, пр. Перемоги, 56, Київ, 03057, Україна

² – Інститут проблем безпеки атомних електростанцій НАН України, вул. Лисогірська, 12, Київ, 03028, Україна
e-mail: denis_h@bigmir.net

За допомогою математичного моделювання механічних процесів у системі кріплення осердя статора торцевої зони потужного турбогенератора отримано закономірності зміни основних параметрів у разі обриву головок тяжких призм осердя статора. Визначено, що раптове руйнування однієї чи декількох тяжких призм призводить до поздовжнього коливання інших їхніх робочих головок і, відповідно, жорстко зв'язаною з ними натискної плити. Хоча таке коливання незначне, але розповсюджується вздовж усієї поверхні натискної плити з максимальним значенням у зоні обриву та подальшим зменшенням із віддаленням від цієї зони й тому може бути зафіксоване з використанням наявних датчиків вібрації через їхнє встановлення на натискній плиті. З огляду на те, що вібрації розповсюджуються вздовж усієї поверхні плити, є можливість використання обмеженої кількості датчиків. Але оскільки зміни вібрації незначні, то в цьому випадку виникає складність контролю, що вимагає використання датчиків високої чутливості та обчислювальної апаратури великої інформативності. Згідно з показниками датчиків можна визначати кількість обривів головок тяжких призм осердя статора та, відповідно, кількість їхніх робочих головок. На додаток це явище можна використати для діагностування розпресовування зубцевої зони осердя статора. Оскільки одним із важливих напрямів покращення контролю та діагностики турбогенераторів є виявлення, то наявність таких знань дасть можливість прийняти оптимальне рішення щодо подальших заходів. Бібл. 8, рис. 8., табл. 2.

Ключові слова: турбогенератор, математичне моделювання, торцева зона, осердя статора, система кріплення, механічне ушкодження, діагностика.

Унаслідок недостатньої маневрової потужності гідро- та гідроаккумуляційних електричних станцій на сьогодні газомазутні й вугільні блоки теплових електростанцій (ТЕС) беруть участь у регулюванні частоти та активної й реактивної потужності об'єднаної електричної системи України. Водночас понад 90 % турбогенераторів (ТГ), встановлених на ТЕС і ТЕЦ України, уже виробили свій ресурс експлуатації. Конструкції ТГ є застарілими, а технічний стан не відповідає сучасним вимогам з ефективності, надійності та маневровості. Тому в процесі експлуатації збільшується кількість дефектів і частота руйнувань деяких елементів і вузлів конструкції. Зокрема, під час кожного ремонту фіксується відкручування гайок на головках тяжких призм осердя статора та мають місце непоодинокі випадки їхнього обриву. Оскільки осердя статора потужного ТГ закріплюється за допомогою системи тяжких призм, натискних плит і пальців, то під час обриву однієї чи декількох призм виникає підвищене механічне навантаження на елементи системи, що призводить до швидкого зростання вібрації статора [1, 2]. Найтяжчий випадок для експлуатації – це розпресовування листів крайніх пакетів осердя статора, яке виникає з причини послаблення зусилля пресування цих листів. Пошкодження зубців зі свого боку призводить до руйнування діелектричної ізоляції, а тріщини в

діелектричній ізоляції можуть бути причиною появи електричної іскри між зубцями шихтованої зони осердя статора. З іншого боку, нерівномірність механічного напруження в зубцях пакетів зумовлює неправильний розподіл магнітного поля в статорі. Усі ці проблеми в сукупності призводять до перенапруження, зносу, механічного, термомеханічного та вібромеханічного руйнування деталей і вузлів статора, а також ТГ загалом [3, 4].

Застосування всіх відомих на сьогодні методів і заходів, спрямованих на підвищення механічної надійності системи кріплення осердя статора остаточно цю проблему не вирішує. Отже, стан проблеми є таким, що потребує подальшого дослідження.

Метою цієї роботи є дослідження з використанням математичного моделювання механічних коливань у системі кріплення осердя статора потужного ТГ під час обриву головок стяжних призм.

На рис. 1 показано систему кріплення шихтованого осердя статора синхронного ТГ потужністю 300 МВт, де позначені: 1 – натискна плита; 2 – стяжна призма; 3 – пакет активної сталі; 4 – вентиляційний канал; 5 – опорне кільце; 6 – гайка; 7 – кільцева шпонка; 8 – натискний палець; 9 – східчасті крайні пакети; 10 – шпилька стяжної призми; l_1 – довжина активного заліза статора синхронного генератора.

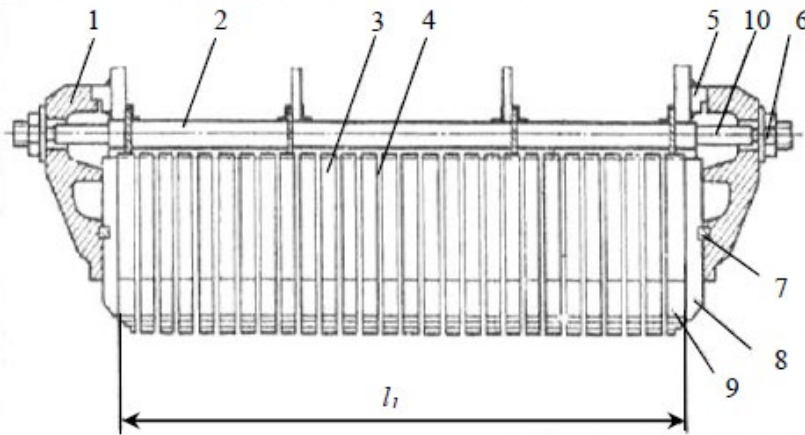


Рис. 1

Деякі сегменти заліза (приблизно 150 тис. одиниць) шихтуються в осьовому напрямку, утворюючи певні пакети осердя статора 3, які в спресованому стані закріплюються натискними плитами 1 через стягування болтів 2 і закручування гайок 6. Для утримання зусилля пресування зубцева частина закріплюється певними натискними пальцями 8, встановленими під плитою 1. Під час експлуатації ТГ у системі кріплення виникають механічні, електродинамічні та термомеханічні сили, які діють на певні елементи цієї системи. У найнесприятливіших умовах у такому разі є крайні пакети осердя статора 9.

Кріплення лобових частин обмотки статора 13 передбачає використання опорних кронштейнів 12, приєднаних до натискної плити 1 (рис. 2).

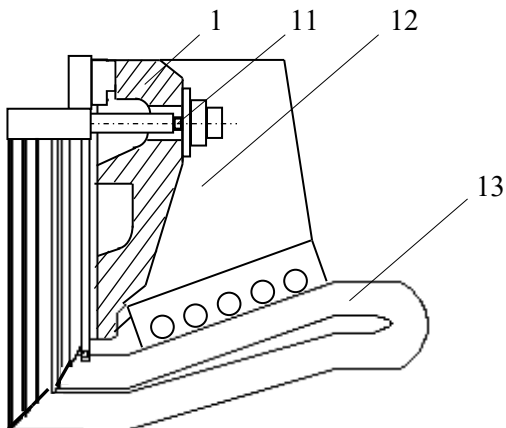


Рис. 2

Оскільки зв'язок між лобовою частиною обмотки та плитою не є механічно жорстким (лобові частини обмотки мають можливість переміщуватися в осьовому напрямку [5]), то для цього дослідження використовується спрощена математична модель механічних процесів у системі кріплення осердя статора, яка складається з натискної плити 1 та головок стяжних призм 11 (рис. 2).

Модель розроблено з урахуванням реальних габаритних розмірів елементів і вузлів торцевої зони ТГ потужністю 300 МВт.

Під час математичного моделювання використовується відоме рівняння поздовжнього механічного коливання жорстко закріпленої з одного кінця балки після ударного навантаження з іншого кінця в напрямку її головної осі [6].

Під час побудови математичної моделі зроблено такі основні припущення:

1. Головки стяжних призм осердя статора розглядаються як балки, що жорстко закріплені з одного кінця в місці приварювання до першої полиці рами статора на торці осердя, а на другий кінець діє осьове механічне навантаження, яке передається через гайки на натискній плиті.

2. Перерозподіл навантаження на головки призм під час поодиноких їхніх обривів приймається рівномірним.

Під час руйнування однієї або декількох головок стяжних призм в інших робочих головках різко змінюється розподіл навантаження та виникає процес затухаючого поздовжнього механічного коливання (подібний до процесу затухання одноразово розтягнутої пружини). У цьому процесі силою опору є внутрішнє тертя в металі головки стяжної призми.

Відоме [6] диференціальне рівняння затухаючого вільного поздовжнього механічного коливання жорстко закріпленої з одного кінця балки :

$$\Delta \ddot{l} + 2\delta \cdot \Delta \dot{l} + \omega^2 \cdot \Delta l = 0, \quad (1)$$

де Δl – деформація балки; δ – коефіцієнт затухання поздовжнього механічного коливання; ω – циклічна частота затухаючого коливання.

Розв'язок рівняння (1) має вигляд:

$$\Delta l = A_0 \cdot \exp(-\delta \cdot t) \cdot \cos(\omega \cdot t), \quad (2)$$

де A_0 – початкова амплітуда коливання; t – час.

Залежність циклічної частоти власного коливання ω_0 від коефіцієнта пружності головки стяжної призми k має вигляд:

$$\omega_0^2 = \frac{k(N-n)}{m}, \quad (3)$$

де N – кількість головок призм; n – кількість неробочих головок призм; m – маса натискної плити.

Числове значення коефіцієнта пружності головки стяжної призми визначається через рівняння Гука [7]:

$$k = \frac{E \cdot s}{D}, \quad (4)$$

де E – модуль Юнга (для сталі він дорівнює $2,1 \cdot 10^5$ кг/мм²); s , D – площа та діаметр поперечного перерізу головки стяжної призми відповідно.

Коефіцієнт затухання поздовжнього механічного коливання δ залежить від циклічної частоти незатухаючого власного коливання ω_0 та добротності коливальної системи Q :

$$\delta = 0,5Q^{-1}\omega_0. \quad (5)$$

Для знаходження Q використовується залежність величини оберненої добротності від механічного видовження головки стяжної призми:

$$Q = \frac{\pi}{\lambda}, \quad (6)$$

де λ – логарифмічний декремент затухання коливання, який знаходиться згідно з виразом

$$\lambda = \ln \frac{A(t)}{A(t+T)}, \quad (7)$$

де A , T – амплітуда та період коливання відповідно.

Декремент затухання коливання визначається як

$$\frac{A(t)}{A(t+T)} = \exp(\delta T). \quad (8)$$

Час зменшення амплітуди коливання удвічі становить:

$$\Delta T_{0,5} = \ln(0,5) / \delta. \quad (9)$$

Після пошкодження однієї або декількох головок стяжних призм середнє механічне навантаження інших робочих головок збільшуються. Середнє значення цього збільшення дорівнює:

$$\Delta P_n = \frac{P}{(N - n + 1)(N - n)}. \quad (10)$$

Вихідні дані для розрахунку такі: кількість стяжних призм становить 30 шт.; довжина головки стяжної призми $l = 0,2$ м (відстань від гайки на натискній плиті до місця приварювання до рами осердя); діаметр перерізу головки стяжної призми $D = 0,056$ м; площа поперечного перерізу головки стяжної призми $s = 0,002463$ м²; маса натискної плити $m = 2221$ кг. Осьове навантаження на головки стяжних призм протилежне за напрямком осьовому зусиллю з боку натискної плити та приймається рівним 8,829 МН [8].

Розглянемо випадок для пошкодження однієї головки стяжної призми за умови, що всі інші головки є в робочому стані. Тоді середнє механічне навантаження робочих головок призм збільшується на величину $\Delta P_1 = 10148$ Н, а середня початкова амплітуда поздовжнього затухаючого коливання головки стяжних призм складає $A_{01} = \Delta P_1 / k$.

Закономірність зміни середнього видовження головки стяжної призми визначається як

$$\Delta l_1(t) = 3,924(1 - \cos(5811t)) \cdot \exp(-1,889t).$$

Закономірність зміни середньої швидкості деформації кінця головки стяжної призми має такий вигляд:

$$V_1(t) = (22,8 \sin(5811t) + 0,0074 \cos(5811t) - 0,0074) \cdot \exp(-1,889t) \approx 22,8 \sin(5811t) \cdot \exp(-1,889t).$$

Закономірність зміни середнього прискорення кінця головки призми:

$$a_1(t) = (-0,0043 \sin(5811t) + 132,5 \cos(5811t)) \cdot \exp(-1,889t) \approx 132,5 \cos(5811t) \cdot \exp(-1,889t).$$

Розрахункове значення середнього збільшення навантаження на величину ΔP_n , співвідношення $\Delta P_n / E$ та лінійного видовження $\varepsilon_n = \Delta l_n / l$ головки стяжної призми ТГ залежно від кількості неробочих головок зведено в табл. 1.

Таблиця 1

Кількість неробочих головок, n	ΔP_n , Н	$(\Delta P_n / E) \cdot 10^{-8}$, Н · мм ² / кг	$\varepsilon_n \cdot 10^{-5}$, мкм
1	10148	4,833	1,962
2	10873	5,178	2,102
3	11679	5,561	2,258
4	12577	5,989	2,432
5	13583	6,468	2,626
10	21021	10,010	4,064

Розрахункові значення початкової амплітуди коливання кінця головки стяжної призми ТГ A_{0n} , її початкового прискорення a_{0n} , циклічної частоти коливання ω_n , частоти коливання $\nu_n = 1 / T_n$, періоду коливання T_n , коефіцієнта затухання δ_n і часу зменшення амплітуди коливання удвічі $\Delta T_{0,5(n)}$ залежно від кількості неробочих головок зведено в табл. 2.

Таблиця 2

Кількість неробочих головок, n	A_{0n} , мкм	a_{0n} , мм/с ²	ω_n , рад/с	ν_n , Гц	T_n , с	δ_n , с ⁻¹	$\Delta T_{0,5(n)}$, с
1	3,924	132,5	5 811	924,92	0,001081	1,889	0,3670
2	4,204	137,07	5 710	908,83	0,001100	1,856	0,3735
3	4,516	141,97	5 607	892,45	0,001121	1,822	0,3803
4	4,863	147,27	5 503	875,77	0,001142	1,788	0,3876
5	5,252	152,92	5 396	858,76	0,001164	1,754	0,3953
10	8,128	189,30	4 826	768,10	0,001302	1,568	0,4419

На рис. 3 – 8 для прикладу показано залежності від часу максимальної амплітуди деформації (видовження) кінця головки стяжної призми, її максимальної швидкості та прискорення відповідно для випадку пошкодження однієї головки стяжної призми за умови, що всі інші головки є в робочому стані. Рис. 6, 7, 8 для наочності наведено в збільшеному масштабі за віссю абцис.

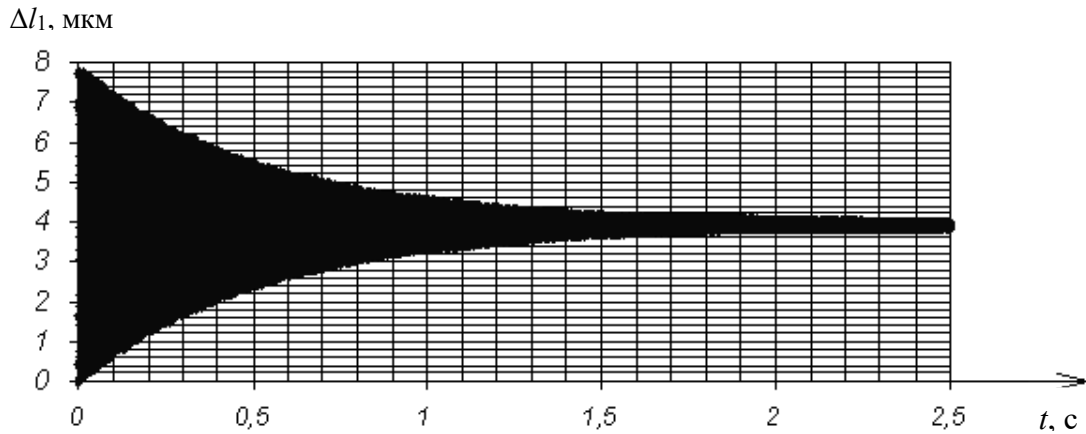


Рис. 3

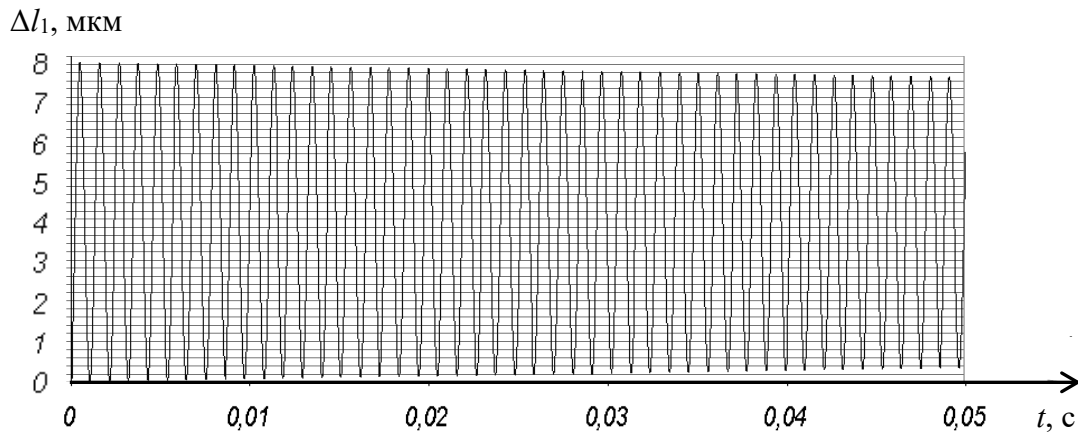


Рис. 4

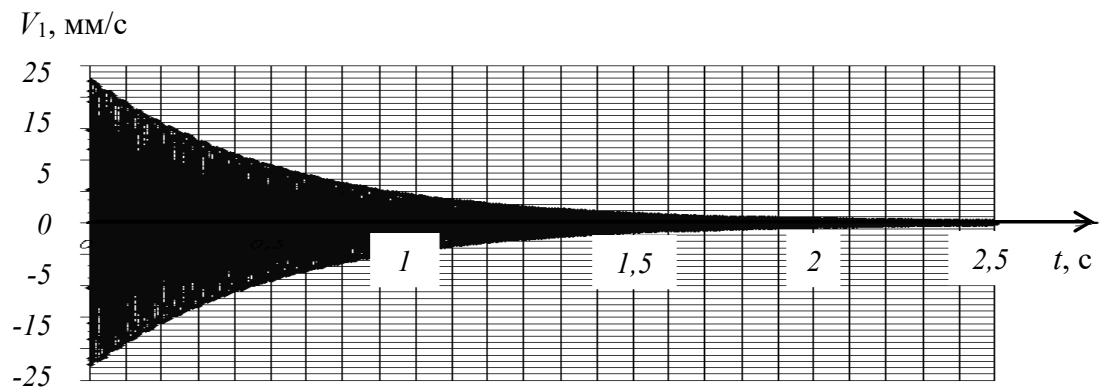


Рис. 5

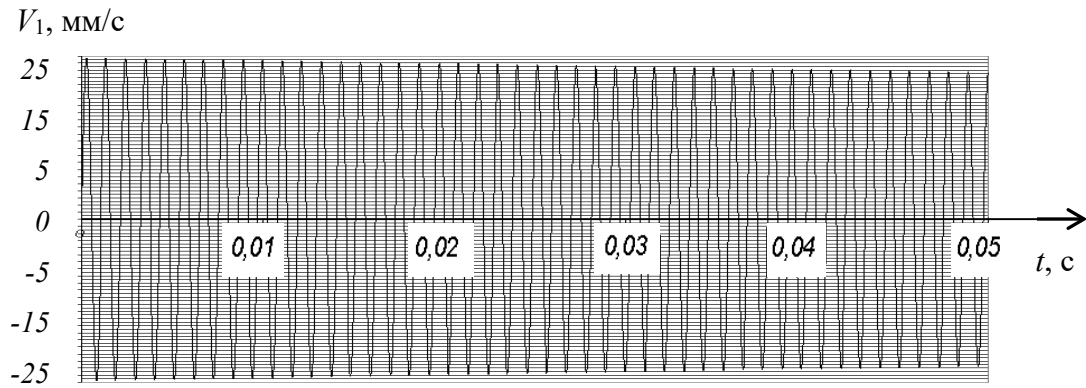


Рис. 6

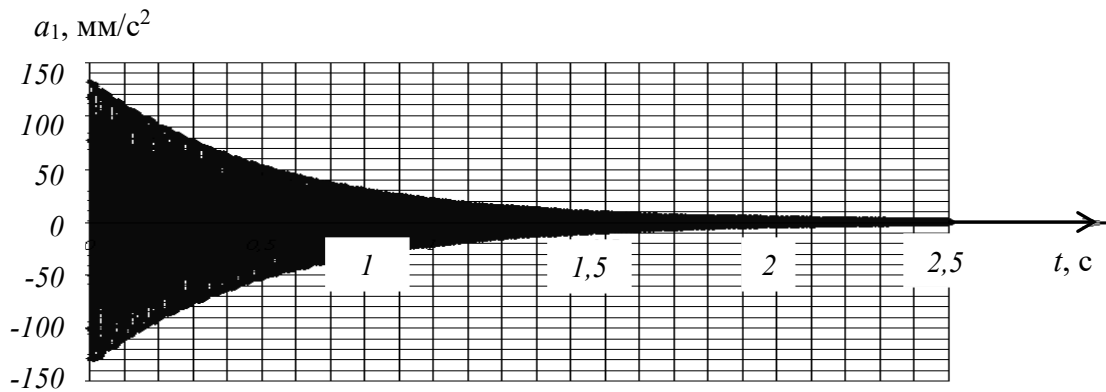


Рис. 7

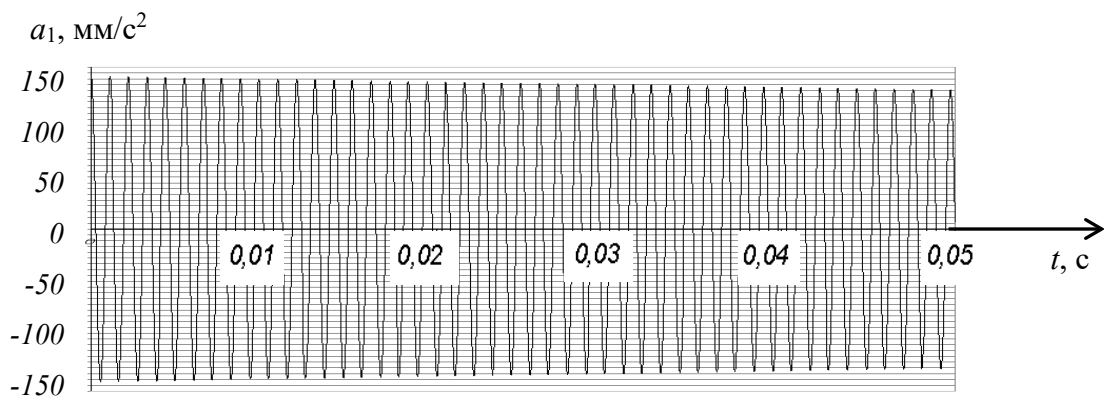


Рис. 8

Наведені залежності показують, що в разі обриву головок стяжних призм осердя статора ТГ виникає поздовжнє коливання інших робочих головок і, відповідно, жорстко зв'язаної з ними натискної плити. Хоча таке коливання незначне, але може бути зафіксовано з використанням наявних датчиків вібрації, наприклад, акселерометром FOA-200 через встановлення їх на натискній плиті під час ремонту. Згідно з показниками датчиків можна визначати кількість обривів головок стяжних призм і, відповідно, оцінити кількість робочих (цілих з невідкрученими гайками) головок стяжних призм осердя статора.

Висновки.

За допомогою математичного моделювання отримано закономірності механічних коливань в елементах кріплення осердя статора торцевої зони потужного турбогенератора, що виникають під час обривів головок стяжних призм. Визначено, що раптове руйнування

однієї чи декількох стяжних призм призводить до коливання натискної плити. Хоча амплітуда коливання становить десятки долі мікрон, але розповсюджується вздовж усієї поверхні натискної плити з максимальним значенням у зоні обриву та подальшим зменшенням із віддаленням від цієї зони. Оскільки коливання розповсюджуються вздовж усієї поверхні плити, є можливість використання обмеженої кількості датчиків.

Фінансується за держбюджетною темою «Наукове обґрунтування та розробка методів і засобів підвищення безвідмовності потужного генеруючого обладнання ТЕС, ГЕС і АЕС» (шифр «БЕЗВИДМОВНІСТЬ-2»), що виконується за Постановою Бюро ВФТПЕ від 29.05.2018 р., протокол № 9, Державний реєстраційний номер роботи 0119U001213. КПКВК 6541030.

1. Титко О. І., В. А. Крамарський, В. А. Мистецький. Математичне моделювання вібраційних процесів у системі кріплення осердя статора турбогенератора при раптовому обриві стяжних призм. *Пр. Ін-ту електродинаміки НАН України*. 2016. № 44. С. 43–50.
2. Yoshihiko I., K. Takahashi Finite element modelling of turbine generator stator end windings for vibration analysis. *Electr. Power Appl.* 2016. Vol. 10. Iss. 2. Pp. 75–81.
3. Кузнецов Д. В. Развитие методов исследования процессов в узлах крепления сердечников статоров к корпусам турбогенераторов и совершенствование их диагностики в условиях эксплуатации: *Автореф. дис. канд. техн. наук*. Москва, 2009. 25 с.
4. Мистецький В. А. Математическая модель и методика расчета усилий в стяжных призмах сердечника статора турбогенератора при наличии дефектов на основе метода абсолютно твердого тела. *Пр. Ін-ту електродинаміки НАН України*. 2013. № 34. С. 34–41.
5. Постников И. М., Станиславский Л. Я., Счастливый Г. Г. *Электромагнитные и тепловые процессы в концевых частях мощных турбогенераторов*. К.: Наукова думка, 1971. 360 с.
6. Фирсанов Е. П. *Исследование термомеханических процессов в одномерной системе прямолинейных механически связанных стержней*. URL: <http://www.sciteclibrary.ru/rus/catalog/pages/11226.html>
7. Фесик С. П. *Справочник по сопротивлению материалов*. Киев: Будівельник, 1982. 280 с.
8. Титко О. І., В. А. Мистецький. Аналіз впливу кількості зруйнованих шпильок статора турбогенератора на механічні характеристики стяжних призм. *Пр. Ін-ту електродинаміки НАН України*. 2015. № 40. С. 85–90.

УДК 621.313.322

ИССЛЕДОВАНИЕ ФИЗИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ В ТОРЦЕВОЙ ЗОНЕ ТУРБОГЕНЕРАТОРА ПРИ МЕХАНИЧЕСКИХ ПОВРЕЖДЕНИЯХ КРЕПЛЕНИЯ СЕРДЕЧНИКА СТАТОРА

К.А. Кучинский¹, докт. техн. наук, **В.А. Крамарский**¹, канд. техн. наук, **Д.И. Хвалин**², канд. техн. наук, **В.А. Мистецький**¹

¹ – Институт электродинамики НАН Украины,
пр. Победы, 56, Киев, 03057, Украина

² – Институт проблем безопасности атомных электростанций НАН Украины,
ул. Лысогорская, 12, Киев, 03028, Украина

С помощью математического моделирования механических процессов в системе крепления сердечника статора торцевой зоны мощного турбогенератора получены закономерности изменения основных параметров при обрыве головок стяжных призм сердечника статора. Определено, что внезапное разрушение одной или нескольких стяжных призм приводит к продольному колебанию других их рабочих головок и, соответственно, жёстко связанной с ними нажимной плиты. Хотя такое колебание незначительное, но распространяется вдоль всей поверхности нажимной плиты с максимальным значением в зоне обрыва и последующим уменьшением с удалением от этой зоны и поэтому может быть зафиксировано с помощью существующих датчиков вибрации путём их установки на нажимной плите. Поскольку вибрации распространяются вдоль всей поверхности плиты, имеется возможность использования ограниченного количества датчиков. Но поскольку изменения вибрации незначительны, то в этом случае возникает сложность контроля, что требует использования датчиков высокой чувствительности и вычислительной аппаратуры большой информативности. Согласно показаниям датчиков можно определять количество обрывов головок стяжных призм сердечника статора и, соответственно, количество их рабочих головок. В дополнение это явление можно использовать для диагностирования распрессовки зубцовой зоны сердечника статора. Поскольку одним из важных направлений улучшения контроля и диагностики турбогенераторов является выявление, то наличие таких знаний позволит принять оптимальное решение относительно дальнейших мер. Библ. 8, рис. 8, табл. 2.

Ключевые слова: турбогенератор, математическое моделирование, торцевая зона, сердечник статора, система крепления, механическое повреждение, диагностика.

STUDY OF PHYSICAL PROCESSES IN A TURBOGENERATOR END ZONE AT THE MECHANICAL DAMAGES OF STATOR CORE FASTENING**K.A. Kuchynskiy, V.A. Kramarskiy, D.I. Hvalin, V.A. Mystetskiy**Institute of Electrodynamics of the National Academy of Sciences of Ukraine,
pr. Peremohy, 56, Kyiv, 03057, UkraineInstitute for Safety of Problems of Nuclear Power Plants of the National Academy of Sciences of Ukraine,
Lysogirska str., 12, Kyiv, 03028, Ukraine

With the help of mathematical simulation of mechanical processes in the stator core fastening system of a powerful turbogenerator end zone obtained appropriateness of basic parameters changes at the break of clamp prisms heads of the stator core. It is determined that the sudden break of one or more clamp prisms leads to longitudinal oscillation of their other working heads and stiff connected with them press plate, accordingly. Although such oscillation is insignificant but propagates along the entire surface of the press plate with a maximum value in the break zone and subsequent decrease with distance from this zone and therefore can be detected with the help of existing vibration sensors by installing them on the press plate. It is possible to use a limited number of sensors due to the propagation of vibration along the entire surface of the plate. But because the vibration changes are insignificant, in this case, there is a complexity of control that requires the use of high-sensitivity sensors and great informative computing equipment. According to the sensors indices, it is possible to determine the number of breaks for clamp prisms heads of the stator core and the number of them working heads, accordingly. Besides, this effect can be used to diagnose the uncompression of the stator core tooth zone. Since one of the important ways to improve the control and diagnostics of turbogenerators is the detection, the presence of such knowledge will allow making the optimal decision for further measures. Ref. 8, fig. 8, tables 2.

Keywords: turbogenerator, mathematical simulation, end zone, stator core, fastening system, mechanical damage, diagnostics.

1. Titko O. I., Kramarskiy, V. A. Mistetskiy Mathematical modeling of vibration processes in the stator core fastening system of a turbogenerator at the sudden breakage of coupling prisms. *Pratsi Instytutu elektrodynamiky NAN Ukrainy*. 2016. No 44. Pp. 43–50 (Ukr.)
2. Yoshihiko I., K. Takahashi. Finite element modeling of turbine generator stator end windings for vibration analysis. *Electr. Power Appl.* 2016. Vol. 10. Iss. 2. Pp. 75–81.
3. Kuznecov D. V. Development of methods for processes research in the stator cores fastening units to a turbogenerators housings and improvement in their diagnostics under operation conditions: *abstract of thesis. Ph.D.* Moscow. 2009. 25 p. (Rus.)
4. Mistetskiy V. A. A mathematical model and methods of calculation for efforts in coupling prisms of a turbogenerator stator core at the presence of defects on basis the method of absolutely solid body. *Pratsi Instytutu elektrodynamiky NAN Ukrainy*. 2013. No 34. Pp. 34–41 (Rus.)
5. Postnikov I. M., Stanislavskiy L. Ya., Schastliviy G. G. (1971). *Electromagnetic and thermal processes in the end parts of powerful turbogenerators*. Kiev: Naukova dumka, 360 p. (Rus.)
6. Firsanov E. P. Research of thermo-mechanical processes in the one-dimensional system of rectilinear mechanically connected bars. URL: <http://www.sciteclibrary.ru/rus/catalog/pages/11226.html> (Rus.)
7. Fesik S. P. *Handbook of materials resistance*: Kiev: Budivel'nik, 1982, 280 p. (Rus.)
8. Titko O. I., V. A. Mystetskiy. The analysis for effect of destroyed pins quantity of a turbogenerator stator on the mechanical characteristics of coupling prisms. *Pratsi Instytutu elektrodynamiky NAN Ukrainy*. 2015. No 40. Pp. 85–90 (Ukr.)

Надійшла: 27.06.2020

Received: 27.06.2020

DOI: <https://doi.org/10.15407/publishing2020.57.073>

FREQUENCY CHARACTERISTICS OF BRUSHLESS MAGNETOELECTRIC MOTORS OF RETURN-ROTARY MOTION

K.P. Akinin*, **V.G. Kireyev****, **I.S. Petukhov*****, **A.A. Filomenko******, **E.M. Mihailik**

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

In this paper, the frequency characteristics of a special brushless magnetolectric motor of return-rotary motion with sinusoidal and rectangular forms of the carrier signal are investigated. The method of generating a feedback signal on the amplitude of the rotor shaft oscillations angle has been improved by fixing the value of the signal at the moment of reaching its amplitude. The method of calculating the control system of the oscillations angle amplitude is investigated based on the frequency characteristics of the open-loop system by setting the phase stability margin. Examples of the calculation of transient processes of regulation of the oscillations angle amplitude and the effective value of the stator current when starting the motor and changing the mechanical load are given. Ref. 9, fig. 6, tables 2.

Keywords: brushless magnetolectric motor, return-rotary motion, control system, carrier frequency, frequency characteristic.

Introduction. The development of specialized electromechanical systems of return-rotary motion (RRM) presupposes, on the one hand, the construction of special structures of actuating motors, on the other hand, it is necessary to implement effective methods of controlling their operating condition.

The implementation of RRM systems can be based on different physical principles, for example, with the help of special mechanical transmissions [1, 2], controlled electric drives based on induction motors [3], or doubly-fed motors [4]. The use of such electric drives in combination with various electromagnetic, magnetolectric, mechanical, or other motion transducers for the simultaneous regulation of the amplitude and frequency of oscillations of the motor output shaft is ineffective and difficult.

In this paper, we considered an electromechanical structure based on a special brushless magnetolectric motor (BMM) without the use of any transmission mechanisms [5]. In this case, the actuating element of the device is installed directly on the motor shaft, so that it is possible to directly control the frequency and amplitude of its mechanical oscillations by changing the parameters of the current in the stator winding.

The purpose of the paper is to investigate the frequency characteristics of BMM when specifying a carrier periodic signal of an arbitrary form as a basis for the synthesis of the control system of the amplitude of rotor mechanical oscillations and the effective value of the stator current. This research is the development of the approach described in [6].

The main material and research results. In [6], the frequency characteristics of the BMM of RRM were investigated with a sinusoidal input action on the stator winding. Based on the obtained frequency characteristics, a system for controlling the parameters of the RRM was developed. At the same time, it is shown in [7] that the generation of a rectangular stator alternating voltage allows increasing the amplitude of the motor shaft oscillations angular speed. Therefore, it is of interest to consider the frequency characteristics of the BMM of RRM also with non-sinusoidal carrier signals.

The proposed BMM is an electromechanical structure consisting of a slotless stator with a single-phase winding, an external magnetic circuit, and an additional permanent magnet on the stator to implement the effect of a magnetic spring, as well as a rotor with a two-pole permanent

magnet and an actuating element mounted on its shaft [5]. The mathematical model of such a motor is described by the equations [7]:

$$L \frac{di}{dt} = -Ri - k_m \omega \cos \alpha + u; \quad (1)$$

$$M = k_m i \cos \alpha; \quad (2)$$

$$M_\omega = k_\omega \omega; \quad (3)$$

$$M_\alpha = k_\alpha \sin \alpha; \quad (4)$$

$$M_R = M_B \text{sign}(\omega); \quad (5)$$

$$M_L = k_L \omega; \quad (6)$$

$$J \frac{d\omega}{dt} = M - M_\omega - M_\alpha - M_R - M_L; \quad (7)$$

$$\frac{d\alpha}{dt} = \omega, \quad (8)$$

where ω , α are angular speed and angle oscillations of the rotor shaft; L , R are inductance and active resistance of the stator winding; i , u are current and control voltage of the stator; k_m is motor torque coefficient; J is rotor moment of inertia; M_ω , M_α , M_R , M_L are torques of viscous friction and elasticity, reactive torque of bearings and torque of loading, respectively; k_ω , k_α are viscosity and elasticity coefficients; M_B is bearing friction torque; k_L is viscosity coefficient of the motor load.

The considered BMM of RRM is a system operating at a carrier frequency in the range up to 100 Hz. The input action is the alternating stator voltage of arbitrary form

$$u = U_A x_o(\omega_o t), \quad (9)$$

where U_A is amplitude of the stator voltage; $x_o(\omega_o t)$ is carrier alternating signal of arbitrary form with unit amplitude; $\omega_o = 2\pi f_o$; f_o is carrier frequency; t is time.

The main output parameters of the system are the amplitude α_A of mechanical oscillations of the rotor and the effective value of the stator current I , the values of which are determined at each half-period of the carrier signal. The block diagram of a BMM with a voltage modulator, which operates at the carrier frequency f_o , is shown in fig. 1, where $\max(|\alpha|)$, $RMS(i)$ – are the procedures for determining the amplitude of the modulus of the rotor shaft angle α_A and the effective value of the stator current I at each half-period of the carrier alternating signal.

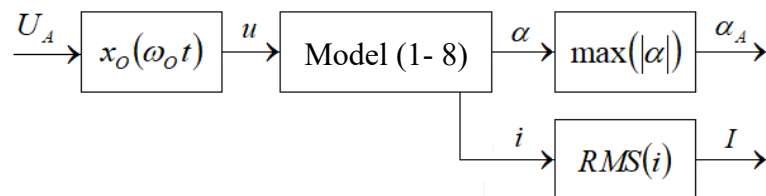


Fig. 1

In this research, we assume that the carrier alternating signal $x_o(\omega_o t)$ can have a sinusoidal or rectangular shape with a zero shelf. Then the stator voltage is described by two variants of the following

$$u = U_A \sin 2\pi f_o t; \quad (10)$$

$$u = 0,5 U_A \left(\text{sign}(\sin 2\pi f_o t - 0,5 \phi_1) + \text{sign}(\sin(2\pi f_o t + 0,5 \phi_1)) \right). \quad (11)$$

where ϕ_1 – angular length of the zero shelf of the rectangular form voltage.

Based on the structure (fig. 1), the frequency characteristics of the amplitude of the angle of motor shaft oscillations $A_\alpha(\omega)$ and the effective value of the stator current $A_I(\omega)$ can be obtained, which are determined as

$$A_\alpha(\omega) = \frac{\alpha_A}{U_A} \quad (12)$$

$$A_I(\omega) = \frac{I}{U_A}. \quad (13)$$

Figures 2 and 3 show graphs of frequency characteristics $A_\alpha(\omega)$ and $A_I(\omega)$ of BMM on no-load (a) and on load mode (b). Here and below, the numbers 1, 2, 3, and 4 denote, respectively, variants of the formation of input actions of the form (10) and (11) for three values of the parameter $\phi_1 - 0, 80, \text{ and } 160$ el. degrees. The calculations were performed for the system (1–8) with the following parameter values: $L = 0.012 \text{ Hn}$, $R = 40 \text{ Ohm}$, $k_m = 0.125 \text{ Nm/A}$, $k_\omega = 6.5 \cdot 10^{-5} \text{ Nm s/rad.}$, $J = 2.4 \cdot 10^{-6} \text{ kg m}^2$, $k_\alpha = 0.0448 \text{ Nm/rad.}$, $M_B = 2 \cdot 10^{-4} \text{ Nm}$, $k_L = 2.1 \cdot 10^{-4} \text{ Nm s/rad.}$. A feature of the study is that the calculation of these characteristics is performed at the nominal values of the amplitude of the rotor oscillations $\alpha_{A0} = \pi/9 \text{ rad.}$ and the stator current effective value $I_0 = 0.14 \text{ A}$.

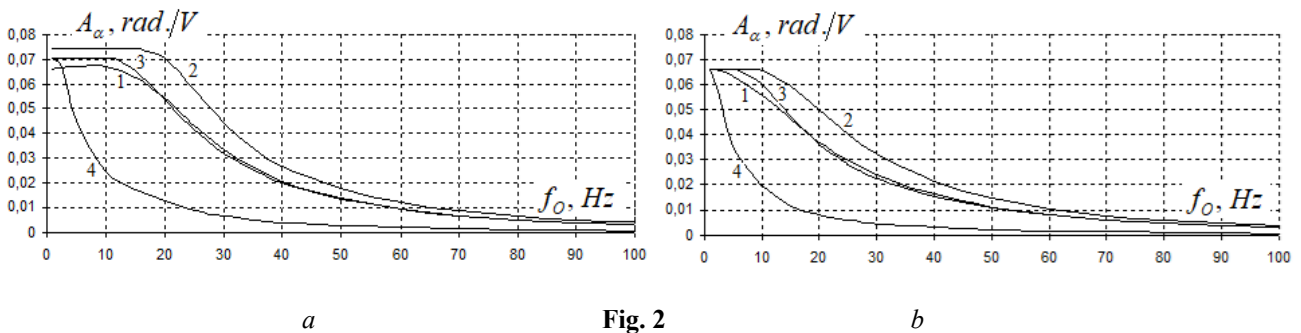


Fig. 2

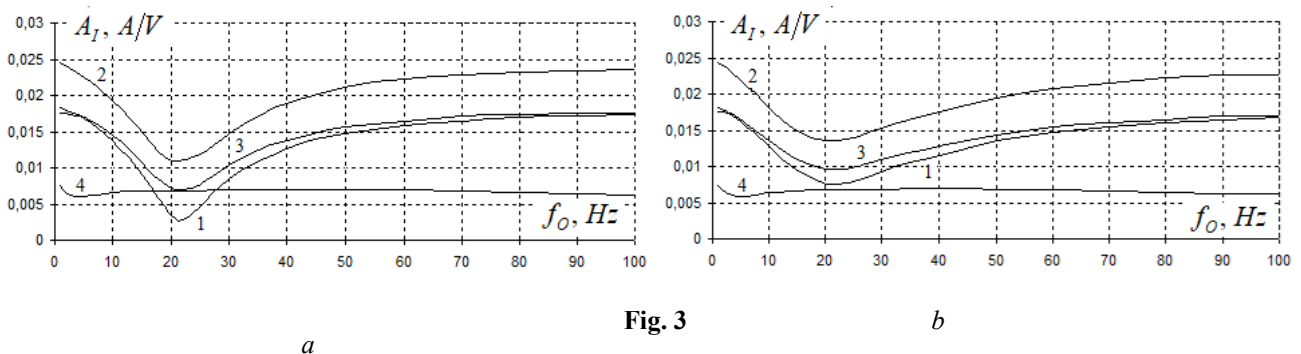


Fig. 3

Concerning the determination of the phase-frequency characteristics of the system operating at the carrier frequency, the indicated main parameters of the RRM (α_A and I) are determined at each half-period of the carrier signal, and then are fixed and stored as feedback signals during the next half-periods, which determines the delay effect in the control loop. In [6], the study of the system (1–8) was carried out, which indicated that for an input amplitude-modulated signal of the form $U_A(t) = 1 + 0.5 \sin \Omega t$ (where $\Omega = \frac{\omega_0}{n}$; $n > 2$ is the whole number), the phase shift of the output variable quantized signal $\alpha_A(t)$ concerning the input envelope $U_A(t)$ is approximately determined by

$$\phi_\alpha = \frac{\pi}{n}. \quad (14)$$

This does not take into account the effect of delay due to fixation and preservation of the signal value for half the period.

In [6], a method was considered for the synthesis of an RRM control system based on the amplitude and phase-frequency characteristics of the controller and BMM. The choice of the parameters of the regulator of the rotor oscillations angle amplitude can be carried out at a given value of the carrier frequency f_o based on the frequency characteristics under the condition of ensuring a given phase stability margin γ [8, 9], which is determined by

$$\gamma = \pi + \phi_\alpha(\omega_c) + \phi_c(\omega_c), \quad (15)$$

where $\phi_\alpha(\omega_c)$, $\phi_c(\omega_c)$ are values of the phase shifts of the BMM and controller signals at a given value of the cut-off frequency ω_c , the value of which is chosen less than the carrier frequency

$$\omega_c = \frac{\omega_o}{n}. \quad (16)$$

At given values of the phase stability margin γ and cut-off frequency ω_c , the parameters of the regulator with its known structure are determined under the condition that the amplitude-frequency characteristic of the open-loop system is equal to unity

$$A(\omega_c) = A_\alpha(\omega_o) A_c(\omega_c) = 1, \quad (17)$$

where $A_c(\omega)$ is the amplitude-frequency characteristic of the regulator.

Note that the amplitude-frequency characteristic $A_\alpha(\omega)$ of the BMM is determined by the value of the carrier frequency f_o (Fig. 2), while the phase-frequency characteristic $\phi_\alpha(\omega)$ depends on the value of the parameter n according to (14).

Considering that no special requirements are imposed on the dynamics of control by BMM, we will restrict ourselves to considering the I-controller, the amplification factor of which is determined by [6]

$$k_{c1} = \frac{\omega_c}{A_\alpha(\omega_o)} = \frac{\omega_o}{n A_\alpha(\omega_o)}. \quad (18)$$

Researches have shown that in the low-frequency range, the amplitude value α_A can be fixed at the moment of determining the oscillations angle amplitude, and not at the beginning of the next half-period of the carrier signal [6]. In this case, the value of the phase shift turns out to be somewhat less than the value determined by (14). Fig. 4 shows graphs of phase-frequency characteristics of BMM without load (a) and with load (b), obtained based on model (1–8) for the above-mentioned four variants of the carrier signal.

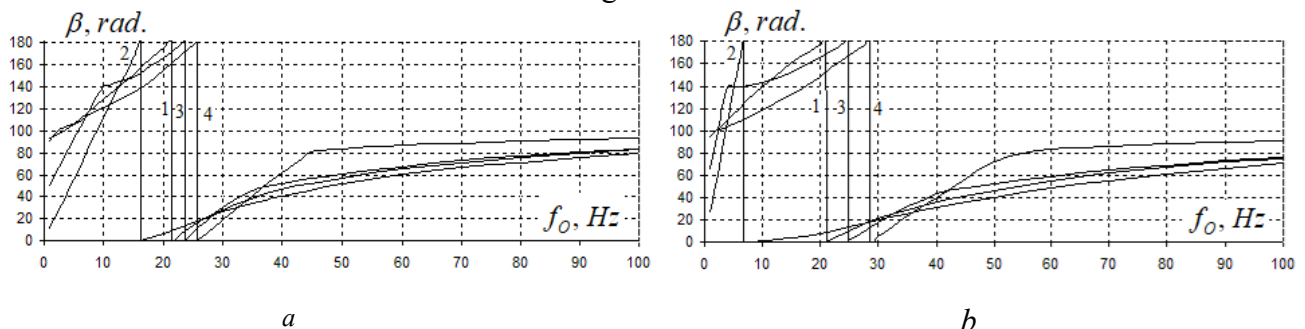


Fig. 4

As shown in fig. 4 parameter β determines the angular length of the interval from the beginning of the half-period of the variable $\sin 2\pi f_o t$ to the moment of fixing the amplitude of the rotation angle. In this case, the phase shift of the quantized signal $\alpha_A(t)$ relative to the input envelope $U_A(t)$ will be approximately determined by

$$\phi_\alpha = \frac{\beta}{n}. \quad (19)$$

Then the amplification factor of the I-controller, taking into account (15), is determined by

$$k_{C2} = \frac{\omega_o(0,5\pi - \gamma)}{\beta A_\alpha(\omega_o)}. \quad (20)$$

Note that using (20) is possible in the operating low-frequency range when the parameter β does not exceed 180 el. degrees.

Table 1 shows the calculating results of the amplification factor of the I-controller of the oscillation angle amplitude and the performance indexes of the transient responses of feedback signals $\alpha_A(t)$ of a closed-loop system, which consists of the controller and BMM (Fig. 1) with a step input signal $U_A(t)$, where t_p is control time determined by the time of reaching the output signal of a five percent zone of the steady-state value; σ is overshooting as a relative value of the maximum deviation of the output signal; N is the number of the variant of the formation of the carrier signal. Table 1 shows the characteristics of the 1st version of the system, defined by (16, 18), and the 2nd version, calculated following (19, 20). Based on the studies described in [6], we assume $n = 8$.

Table 1

N	BMM parameters			1st version			2nd version		
	f_o, Hz	$A_\alpha, \text{rad/V}$	β, rad	$k_{C1}, \text{V/rad}$	t_p, s	$\sigma, \%$	$k_{C2}, \text{V/rad}$	t_p, s	$\sigma, \%$
1	5	0.0668	106.8	58.76	0.4597	0.0819	99.00	0.2611	0.0708
	10	0.0668	128.6	117.5	0.2359	0.3275	164.5	0.1859	0.6212
	20	0.0539	174.2	291.3	0.1242	0.5372	301.0	0.1242	0.5482
2	5	0.0741	55.86	52.97	0.5311	0.5849	180.0	0.2315	6.861
	10	0.0741	111.5	105.9	0.2316	0.7311	171.0	0.1332	2.516
3	5	0.0705	94.16	54.06	0.4528	0.2730	106.4	0.2534	1.573
	10	0.0707	141.1	111.0	0.2392	0.0407	141.6	0.1893	0.0296
	20	0.0534	166.0	295.1	0.1230	0.6347	318.8	0.1230	0.5763
4	5	0.0448	106.9	87.81	0.4594	0.4432	147.6	0.2593	0.1043
	10	0.0244	121.0	324.4	0.2336	0.6461	478.7	0.1836	0.4797

Analysis of the research results confirms the possibility of calculating the I-controller based on the frequency characteristics of the BMM with non-sinusoidal input signals. The appearance of overshooting in the 2nd version is explained by the deviation of the parameter value β from the calculated value in the dynamic mode.

Fig. 5 shows the graphs of transient responses for the first and second versions of the formation of feedback signals of the rotor oscillations angle amplitude $\alpha_A(t)$ when the BMD is switched on with a step input signal. The calculation performs at 5 Hz for four variants of the carrier signal, respectively $a = 1.1, b = 1.2, c = 2.1, d = 2.2, e = 3.1, f = 3.2, g = 4.1, h = 4.2$ (first and second numbers mark the formation variant of the carrier signal and the version of the feedback signal formation, respectively). The obtained graphs demonstrate the effect of improving the dynamics of the regulation when using the second method of forming feedback. The positive effect is manifested to the greatest extent precisely in the low-frequency part of the BMM operation range.

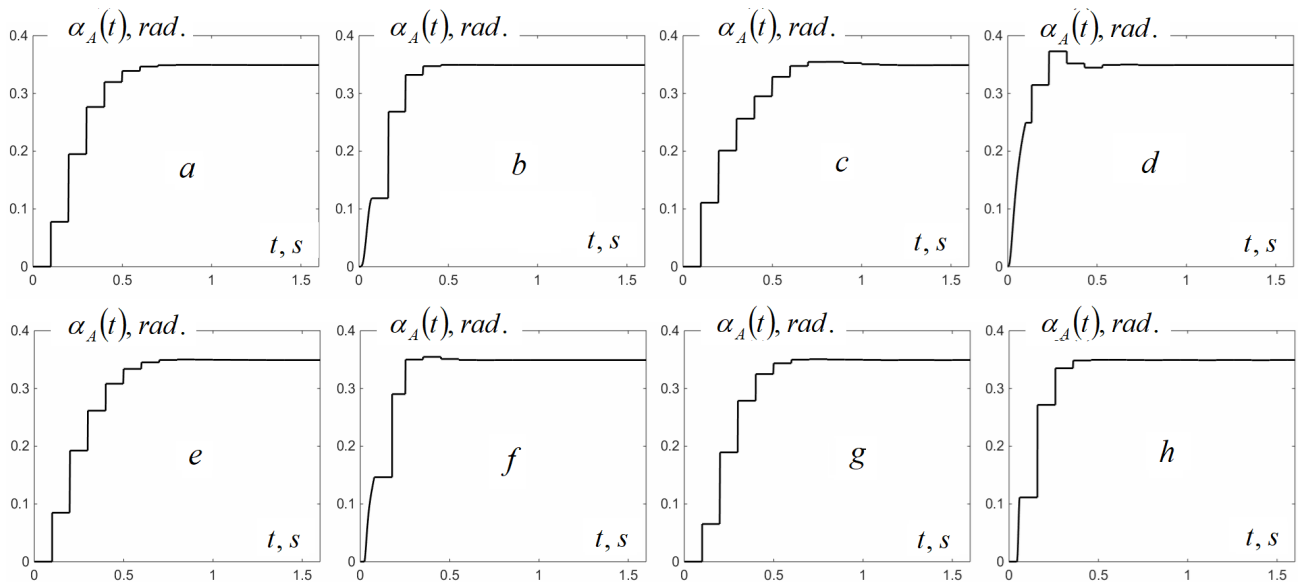


Fig. 5

Based on the BMM model (1–8) and the model of the control system given in [6], the transient responses of regulation of the rotor oscillations angle amplitude α_A and limitation of the current effective value I at a carrier frequency of 40 Hz in the modes of motor start and changing load were calculated. In this case, the amplification factor and the filter time constant in the current limiting loop in the high-frequency part of the operating range are determined based on the frequency characteristics (fig. 3)

$$k_F = \frac{A_I(\omega_o)U_{\max} - I_o(1 + \varepsilon)}{A_I(\omega_o)I_o \varepsilon}; \quad (21)$$

$$T_F = \frac{20}{f_o}, \quad (22)$$

where ε is relative accuracy of limitation of the effective current value; I_o is the task value at which the stator current starts to be limited; U_{\max} is the maximum value of the output signal of the angle amplitude regulator. Table 2 shows the main parameters of the control system at $\varepsilon = 0.01$.

Table 2

N	$k_{P1}, V/rad$	U_{\max}, V	$k_F, V/A$
1	709.3	15.0	2761
2	534.0	10.0	1855
3	752.4	12.5	2104
4	457.3	24.5	3071

Fig. 6 shows the graphs of the transient responses of feedback signals of the angle amplitude $\alpha_A(t)$ (first version) and the stator current effective value $I(t)$ for four variants of the formation of the carrier signal, respectively $a = 1, b = 2, c = 3, d = 4$.

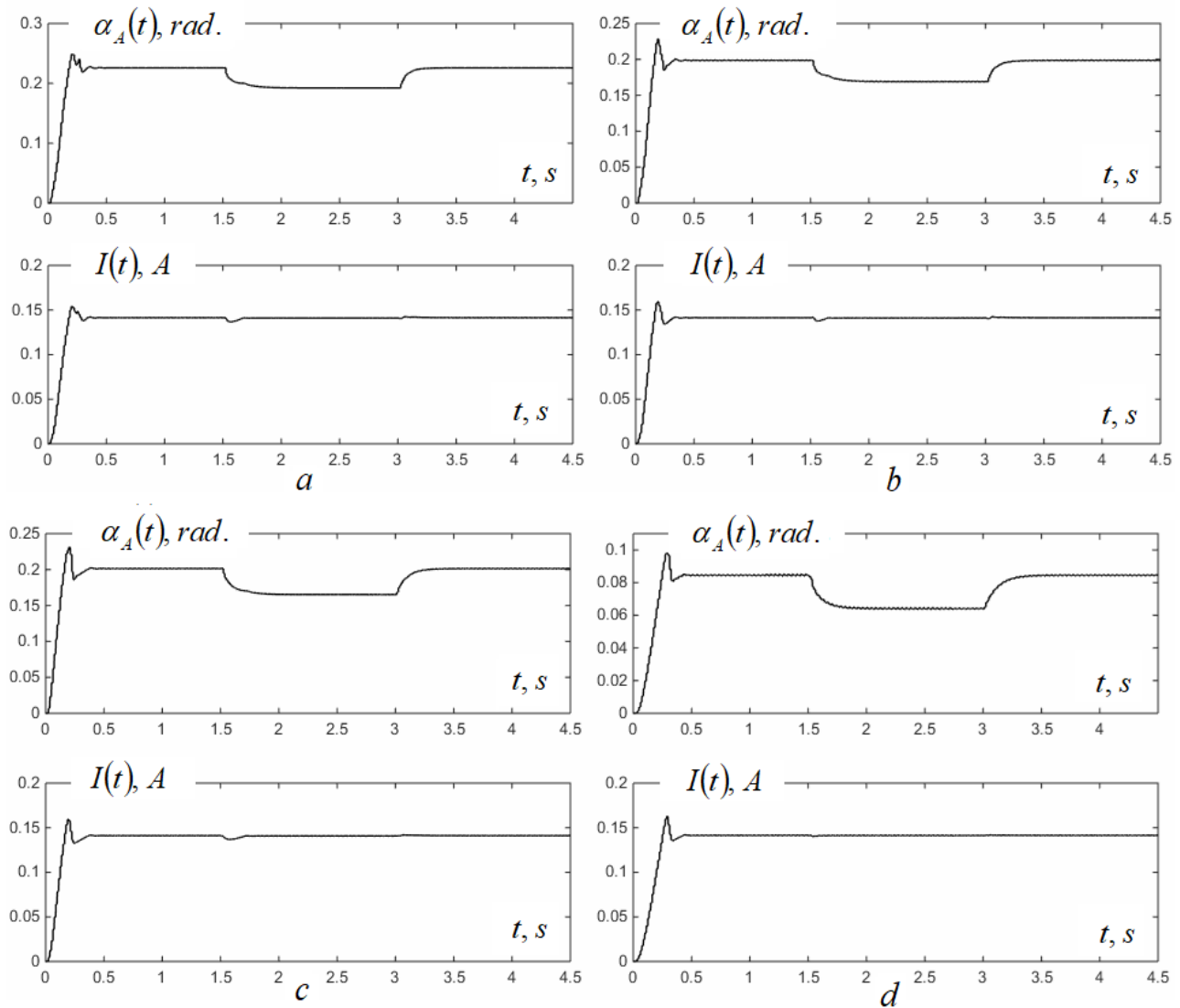


Fig. 6

Conclusions. The described studies have confirmed the possibility of analytical calculation of the parameters of the regulator of the rotor oscillations angle amplitude and the system for limiting the effective value of the stator current based on the frequency characteristics at an arbitrary form of the alternating carrier signal. Calculation of the amplitude and phase-frequency characteristics must be carried out at the given values of the amplitude of the rotor oscillations angle and the effective value of the stator current. The use of the second version of the formation of the feedback signal of the oscillations angle amplitude is possible in the low-frequency operating range up to 20 Hz.

Фінансується за держбюджетною темою «Створити методи активної компенсації реактивних зусиль, моментів та просторових переміщень в електромеханічних системах магнітоелектричного типу та розробити принципи побудови пристроїв на їх основі» (шифр «ІНДЕМ»), що виконується за Постановою Бюро ВФТПЕ 15.10.2013 р., протокол № 14. Державний реєстраційний номер роботи 0113U006532. КПКВК 6541030.

1. Smeliahin A.Y. The structure of mechanisms and machines. Moskva: Vysshaia shk., 2006. 304 p. (Rus)
2. Yusofl A.S., Che-Ani A.I., Hussain Z., Hmzah N., Boudvill R., Rahman M.F.A. Back-Drivability of Powered Knee Free Swing and Knee Extension. *7th IEEE International Conference on Control System. Computing and Engineering (ICCSCE 2017)*. 24-26 November 2017. Penang, Malaysia. Pp. 331–335.
3. Lukovnikov V.Y. Electric drive of oscillatory motion. Moskva: Energoatomizdat, 1984. 152 p. (Rus)
4. Zahrivnyi E.A., Havrilov Yu.A. The method of excitation and regulation of autoresonance oscillation in the electric drive of the return-rotary motion. Patent RF No 2410826. 2009. (Rus)

5. Antonov A.E., Kireyev V.G. Massage device. Patent UA 74668. 2006. (Ukr)
6. Akinin K.P., Antonov A.E., Kireyev V.G., Filomenko A.A., Return-rotary motion control system of rotor of brushless magnetoelectric motor. *Pratsi Instytutu elektrodynamiky NAN Ukrainy*. 2020. No 55. Pp. 67–71.
7. Akinin K.P., Kireyev V.G., Filomenko A.A., Lavrinenko B.A., Mikhailik E.M. Research of electromechanical characteristics of brushless magnetoelectric motors of return-rotary motion. *Pratsi Instytutu elektrodynamiky NAN Ukrainy*. 2019. No 54. Pp. 47–51. (Rus)
8. Popovych M.G., Losynskyi O.Yu., Klepikov V.B. Electromechanical systems of the automatic control and electric drives. Kyiv: Lybid, 2005. 680 p. (Ukr)
9. Nikulin E.A. Basis of the automatic control theory. Frequency methods of the analysis and synthesis of the systems/ SPb.; BHV-Petersburg. 2004. 640 p.

УДК 621.313.8

ЧАСТОТНЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ БЕСКОНТАКТНЫХ МАГНИТО-ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ ДВИГАТЕЛЕЙ ВОЗВРАТНО-ВРАЩАТЕЛЬНОГО ДВИЖЕНИЯ

К.П. Акинин, докт. техн. наук, **В.Г. Киреев**, канд. техн. наук, **И.С. Петухов**, докт. техн. наук, **А.А. Филоменко**, **Е.М. Михайлик**

Институт электродинамики НАН Украины,
пр. Победы, 56, Киев, 03057, Украина
e-mail: vkireev@ied.org.ua

В статье исследованы частотные характеристики бесконтактного магнитоэлектрического двигателя возвратно-вращательного движения при формировании синусоидального и прямоугольных несущих сигналов. Усовершенствован способ формирования сигнала обратной связи по амплитуде угла колебаний вала двигателя путем фиксации значения сигнала в момент достижения максимального значения угла поворота. Исследован метод расчета системы управления амплитудой угла колебаний вала ротора на основании частотных характеристик разомкнутой системы, при котором задается запас устойчивости по фазе. Приведены примеры расчета переходных процессов регулирования амплитуды угла колебаний и действующего значения тока при пуске двигателя и изменении механической нагрузки. Библ.9, рис.6, табл.2.

Ключевые слова: бесконтактный магнитоэлектрический двигатель, возвратно-вращательное движение, система управления, несущая частота, частотная характеристика.

ЧАСТОТНІ ХАРАКТЕРИСТИКИ БЕЗКОНТАКТНИХ МАГНІТО-ЕЛЕКТРИЧНИХ ДВИГУНІВ ЗВОРОТНО-ОБЕРТАЛЬНОГО РУХУ

К.П. Акинін, докт. техн. наук, **В.Г. Кіреєв**, канд. техн. наук, **І.С.Петухов**, докт. техн. наук, **А.А. Філоменко**, **О.М. Міхайлік**

Институт електродинаміки НАН України,
пр. Перемоги, 56, Київ, 03057, Україна
e-mail: vkireev@ied.org.ua

У статті досліджено частотні характеристики безконтактного магнітоелектричного двигуна зворотно-обертального руху під час формування синусоїдального та прямокутних сигналів носіїв. Удосконалено спосіб формування сигналу зворотного зв'язку за амплітудою кута коливань валу двигуна через фіксацію значення сигналу у момент досягнення максимального значення кута повороту. Досліджено метод розрахунку системи керування амплітудою кута коливань валу ротора на основі частотних характеристик розімкненої системи, за якого задається запас стійкості за фазою. Наведено приклади розрахунку перехідних процесів регулювання амплітуди кута коливань та діючого значення струму під час пуску двигуна та зміни механічного навантаження. Бібл.9, рис.6, табл.2.

Ключові слова: безконтактний магнітоелектричний двигун, зворотно-обертальний рух, система керування, несуча частота, частотна характеристика.

Надійшла: 26.10.2020

Received: 26.10.2020

ВИМІРЮВАННЯ ТА ДІАГНОСТИКА В ЕЛЕКТРОЕНЕРГЕТИЦІ

УДК 621.3

DOI: <https://doi.org/10.15407/publishing2020.57.081>

БЕЗКОНТАКТНИЙ ЄМНІСНИЙ СЕНСОР СИСТЕМИ КОНТРОЛЮ ПАРАМЕТРІВ БИТТЯ ВАЛІВ ПОТУЖНИХ ЕЛЕКТРИЧНИХ МАШИН

В.О. Березниченко^{*}, Є.О. Зайцев^{**}, доктор техн. наук

Інститут електродинаміки НАН України,

пр. Перемоги, 56, Київ, 03057, Україна.

e-mail: zaitsev@nas.gov.ua

У цій статті наведено результати визначення необхідності використання охоронного електрода у вигляді кільця «Кельвіна» для зменшення впливу зовнішніх полів та нерівномірності еквіпотенціальних ліній на функцію перетворення ємнісного сенсора з центральним високопотенційним електродом. Запропоновано розміщення вторинного вимірювального перетворювача в безпосередній близькості до електродів сенсора, що дає змогу усунути необхідність використання тріаксального кабелю між сенсором та вторинним перетворювачем. Сенсор може бути використаний для вимірювання параметрів биття циліндричних поверхонь валів потужних генераторів. Визначено аналітично та методами комп'ютерного моделювання функцію перетворення ємнісного сенсора залежно від відстані між загальною площиною електродів сенсора й заземленою поверхнею валу. Показано доцільність використання засобів комп'ютерного моделювання методами кінцево-елементного аналізу для дослідження метрологічних характеристик сенсорів. Бібл. 21, рис. 4, табл.

Ключові слова: генератор, функціональний стан, вібрація, сенсор, безконтактний, комп'ютерне моделювання.

Постановка проблеми. Значна частина електроенергії в об'єднаній енергетичній системі України виробляється за допомогою потужних генераторів (ПГ), які експлуатуються понад 20 років і потребують модернізації або заміни. З огляду на те, що будь-яка несправність у ПГ призводить до економічних втрат, актуальною є завдання забезпечення безаварійної та надійної їхньої експлуатації. Важливим аспектом вирішення зазначеного завдання є контроль технічного стану ПГ. Для потужних гідроагрегатів зазначений контроль можна здійснити, досліджуючи їхні вібраційні характеристики в різних режимах роботи, як зазначено в [1-5]. З іншого боку, актуальною проблемою контролю є необхідність створення ефективних засобів додаткового вимірювання контрольно-діагностичних параметрів, бо проведення контролю лише за вібраційними параметрами не дає змогу виявити всі можливі дефекти вузлів машини ефективно на 100 %. [1, 6, 7]. Суттєво, що засобом підвищення ефективності визначення дефектів і несправностей обладнання на ранній стадії їхнього розвитку є використання додаткових спеціалізованих вимірювачів контрольно-діагностичних параметрів. Допоміжним параметром в оцінюванні вібраційного стану потужного гідроагрегата є радіальне биття циліндричних поверхонь вала. Зазвичай для вимірювання биття валів використовуються стаціонарно встановлені безконтактні сенсори. Комплексне застосування одночасно отриманих результатів вимірювання вібрації і биття вала в різних режимах роботи дає змогу встановити чинники, що спричинили підвищений вібраційний стан гідроагрегата відповідно до класифікації, проведеної в [8-10].

Метою цієї статті є розгляд особливостей визначення функції перетворення сенсора биття з центральним високопотенційним електродом та охоронним кільцем Кельвіна аналітично та методами комп'ютерного моделювання.

Матеріали і результати досліджень. Серед великої кількості наявних засобів вимірювання биття, безконтактні ємнісні сенсори є кращим рішенням через простоту їхньої конструкції та придатність до використання у внутрішніх середовищах потужних генераторів.

У разі застосування цих сенсорів вимірюється відстань між поверхнею загальної площини електродів сенсора та поверхнею контрольованого вала, яка циклічно змінюється залежно від обертової частоти вала та кратних їй гармонік [2, 11].

Як було показано авторами в [8], переважно для вимірювання биття найбільшого використання набули сенсори, побудовані за класичною конструкцією плоскопаралельного конденсатора.

Для аналітичного визначення функції перетворення сенсора, скористаємося тим, що напруженість електростатичного поля E в плоскопаралельному сенсорі розраховується як

$$E = \frac{q}{\varepsilon_0 \varepsilon S}, \quad (1)$$

де q – заряд конденсатора сенсора; ε – діелектрична проникність діелектрика між пластинами; $\varepsilon_0 = 8,8542 \cdot 10^{-12}$ Ф/м – діелектрична проникність вакууму; $S = \pi r^2$ – площа одного електрода сенсора; r – радіус робочої зони електрода сенсора.

Тоді, з огляду на (1), ємність плоскопаралельного конденсатора між електродами сенсора визначається як

$$C = \frac{q}{E \cdot d} \quad (2)$$

де d – відстань між пластинами.

Як видно із виразу (2), ймовірне розсіювання потоку індукції (викривлення екіпотенціальних ліній) на краях електродів призводить до порушення однорідності поля між ними, тобто до зміни напруженості електростатичного поля E та зміни характеру лінійної залежності заряду сенсора від відстані між його електродами, що так само додає нелінійну систематичну складову до функціональної залежності. Крім того, на значення ємності впливають зовнішні поля, що додаються до електростатичного поля на краях електродів сенсора. На рівномірність екіпотенціальних ліній електростатичного поля впливають також зовнішні об'єкти, через які поле може замикатися, що призводить до виникнення додаткових випадкових похибок під час вимірювання значення ємності.

Для зменшення впливу "крайових ефектів" сенсора на результат вимірювання необхідно забезпечити рівномірність екіпотенціальних ліній електростатичного поля.

Підставляючи в (2) (1), дістанемо

$$C = \frac{q}{\frac{q}{\varepsilon_0 \varepsilon S} \cdot d} = \frac{\varepsilon_0 \varepsilon S}{d} \quad (3)$$

Отже, як видно із виразу (3), у випадку забезпечення рівномірності поля значення заряду сенсора не впливає на результати вимірювань. Для забезпечення рівномірності поля в такому разі застосовують охоронне кільце «Кельвіна» [12], призначене для мінімізації впливу вище зазначених чинників, яке має аналогічний з активним електродом потенціал

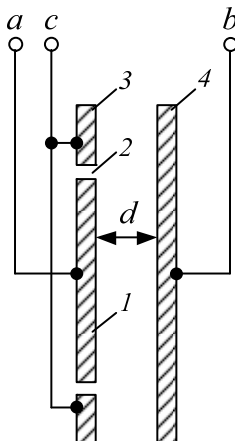


Рис. 1.

напруги й розміщується з ним в одній площині. Для створення охоронного кільця «Кельвіна» в одному з електродів сенсора виділяють електрод у вигляді кола 1. Це – внутрішня частина сенсора, ізолювана від решти пластини невеликим повітряним проміжком 2 (рис.1) та оточена охоронним кільцем 3 (зовнішня частина сенсора).

Вимірювання ємності відбувається у такий спосіб: ємнісний сенсор підключається до вторинного вимірювального перетворювача (ВВП) за трьох- або чотирьох затискною схемою вимірювання так, щоби до робочої частини сенсора входила тільки ємність між внутрішнім колом 1 та електродом 4, захисне ж кільце 3 включається в допоміжну ланку у такий спосіб, щоби потенціал на клеммах "a" та "b" був прямопропорційний ємності (відповідно до виразів (2) та (3)), а на клему "c" подається той же потенціал, що й

на клему "а". За такої схеми вимірювання забезпечується однорідність та паралельність силових ліній біля країв внутрішнього електрода 1. За такого підключення одночасно усувається вплив сторонніх полів і навколишніх предметів на результат вимірювання ємності на відміну від класичної двозатискної схеми без використання охоронного електрода. Перевагою застосування охоронного кільця «Кельвіна» є можливість вимірювання дуже малих значень ємності [13-15]. Зазвичай, описана система електродів у реальних конструкціях оточена кільцевим заземленим електродом.

Одним із недоліків таких сенсорів є необхідність використання тріаксального кабелю між сенсором з охоронним електродом і ВВП. Зазначений вище недолік мінімізується за допомогою усунення такого кабелю через розміщення ВВП у безпосередній близькості до електродів сенсора.

У цьому випадку ВВП забезпечує функцію перетворення значення ємності від зміни відстані до заземленої поверхні контрольованого вала у вихідну напругу у вигляді

$$U(t) = k \frac{C_X(t) - C_{offset}}{C_{ref}} \quad (4)$$

де C_X – значення ємності вимірювального сенсора залежно від зміни відстані до заземленої поверхні контрольованого вала; C_{offset} і C_{ref} – константи, що залежать від схеми вторинного вимірювального перетворювача k – коефіцієнт перетворення ВВП.

Конструктивну схему ємнісного сенсора з вбудованим ВВП показано на рис. 2.

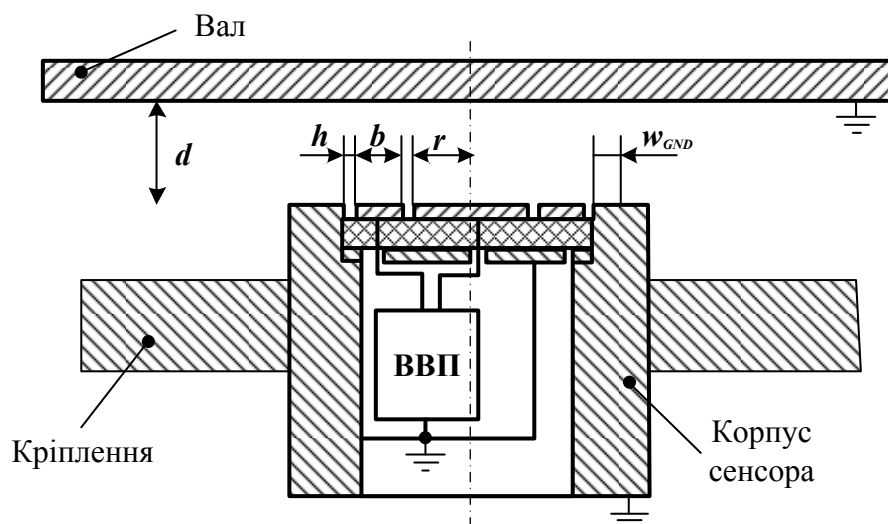


Рис. 2

На рис. 2 введені такі позначення: h – міжелектродний проміжок; b – ширина охоронного кільця «Кельвіна»; r – радіус робочої зони електрода сенсора; w_{GND} – ширина заземленого кільця; d – відстань між пластинами.

Розглянуті датчики биття вала встановлюються на кількох рівнях поблизу вала гідрогенератора, що дає змогу контролювати його биття в декількох перетинах [6, 11, 16-18]. Контроль здійснюють поряд із напрямними підшипниками генератора й турбіни. Встановлюється 4-6 датчиків на агрегат, по 2 датчики під кутом 90° на кожен із підшипників гідроагрегату, бо, окрім генераторного та турбінного підшипника, за значної довжини вала може встановлюватися проміжний підшипник.

Сигнал із виходу сенсора биття з урахуванням формули (4) являє собою модульований сигнал, що описується таким виразом

$$U_{out}(t) = U_\sigma(t) \cdot k \cdot U_{C_X}(t) \quad (5)$$

де $U_{\sigma}(t)$ - модулююча функція, яка є сумою гармонічних складових, що відповідають складовим процесу биття вала; $U_{C_x}(t) = (C_x(t) - C_{offset}) / C_{ref}$ - постійна складова напруги на виході ВВП, що є пропорційною ємності C_x .

У якості ВВП для запропонованого ємнісного сенсора доцільним є використання одного з перетворювачів, що описані в [19, 20].

У разі використання ВВП із цифровим виходом матимемо

$$U_{out_n}[i] = \sum_{n=1}^{\infty} (a_n \cdot \cos 2\pi f_n \cdot ni) \cdot k \cdot U_{C_x}[i] \cdot \delta[i] \quad (6)$$

де $\delta[i]$ – функція Дірака [20], a_n – амплітуда n -ої гармонічної складової процесу биття вала, f_n – частота n -ої гармонічної складової процесу биття вала, n – ціле число, i – номер цифрового відліку.

Для реалізації перетворення за виразом (6) на виході ВВП встановлюється АЦП зі швидкодією $2 \cdot f_{max}$ (f_{max} – максимальна частота сигналу, що контролюється системою моніторингу потужних електричних машин).

У таблиці наведено результати визначення значення ємності C_M сенсора, побудованого в програмі Comsol Multiphysics з такими геометричними розмірами: r – 4 мм, b – 4 мм, h – 0,1 мм, w_{GND} – 1,8 мм та аналітичні значення ємності C_C , розраховані за формулою (3), з огляду на те, що площа електродів сенсора визначається як $S = \pi r^2$

Графіки отриманих залежностей $C_M = f(d)$ і $C_C = f(d)$ показано на рис. 3. Для отриманих залежностей знайдемо абсолютну похибку за формулою

$$\Delta C = |C_C - C_M| \quad (7)$$

Таблиця

№ п/п	$d, \text{мм}$	$C_C, 10^{-12} \Phi$	$C_M, 10^{-12} \Phi$	$\Delta C, 10^{-12} \Phi$
1	0,3	1,48	1,52	0,04
2	0,4	1,11	1,14	0,03
3	0,5	0,89	0,91	0,02
4	0,6	0,74	0,76	0,02
5	0,7	0,64	0,65	0,01
6	0,8	0,56	0,57	0,01
7	0,9	0,49	0,51	0,02
8	1	0,45	0,46	0,01
9	1,1	0,40	0,41	0,01
10	1,2	0,37	0,38	0,01
11	1,3	0,34	0,35	0,01
12	1,4	0,32	0,33	0,01
13	1,5	0,30	0,30	0,00
14	1,6	0,28	0,29	0,01
15	1,7	0,26	0,27	0,01
16	1,8	0,25	0,25	0,00
17	1,9	0,23	0,24	0,01
18	2	0,22	0,23	0,01
19	2,1	0,21	0,22	0,01
20	2,2	0,20	0,21	0,01
21	2,3	0,19	0,20	0,01

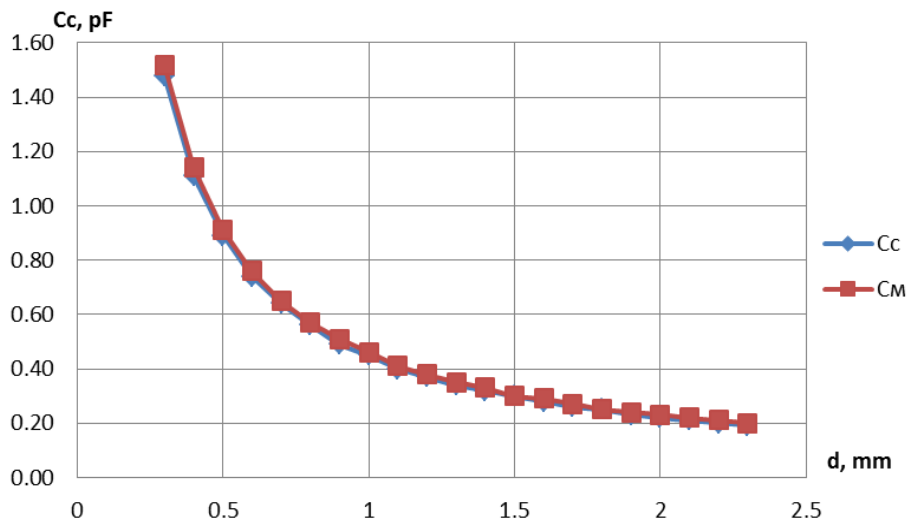


Рис. 3

На рис. 4 наведено графік абсолютної похибки. Похибка зумовлена нехтуванням ширини охоронного електрода під час розрахунку значення ємності аналітичним способом. Під час розрахунків ширина електрода приймалася нескінченно великою.

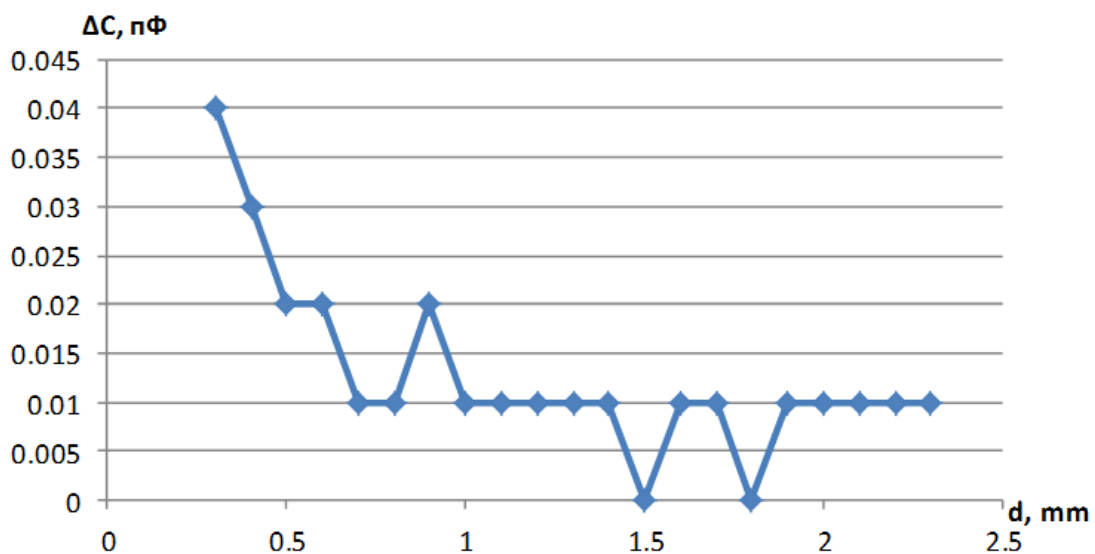


Рис. 4

Висновки.

1. Було розглянуто аналітичне визначення функції перетворення сенсора биття з центральним високопотенційним електродом та охоронним кільцем Кельвіна.
2. Результати проведених досліджень свідчать про те, що розроблена модель сенсора в середовищі мультифізичного моделювання Comsol Multiphysics може бути використана для визначення функції перетворення сенсора та інших метрологічних характеристик. Тому для проведення більш детальних досліджень доцільним є використання середовища мультифізичного моделювання Comsol Multiphysics.
3. Отримано функціональні залежності у разі використання ємнісного сенсора з ВВП.

Фінансується за держбюджетною темою «Створення ємнісних вимірювачів зусиль у стяжних призмах осердя статора потужного турбогенератора» (шифр «Контроль-М»), що виконується за Постановою Бюро ВФПЕ 07.07.2015, протокол № 11. Державний реєстраційний № 0115U004416. КПКВК 6541030.

1. Алексеев Б.А. Определение состояния (диагностика) крупных гидрогенераторов: монография. М.: Изд-во НЦ ЭНАС. 2002. № 2. 144 с.
2. Белоглазов А.В. Разработка адаптивных средств выявления неисправностей и стратегии обслуживания гидрогенераторов: автореф. дис. ... канд. техн. наук: 05.14.02/ Новосибирский государственный технический университет. Новосибирск. 2011. 22 с.
3. ISO 7919-5:2005. Mechanical vibration. Evaluation of machine vibration by measurements on rotating shafts . Part 5: Machine sets in hydraulic power generating and pumping plants. Released:2005-04. ISO/TC 108/SC 2 Measurement and evaluation of mechanical vibration and shock as applied to machines, vehicles and structures, 2005. 16 p.
4. ISO 13381-1:2015. Condition monitoring and diagnostics of machines . Prognosis .Part 1: General guidelines. Released: 2015-09. ISO/TC 108/SC 5 Condition monitoring and diagnostics of machine systems, 2015. 21p.
5. ISO 20816-1:2016. Mechanical vibration . Measurement and evaluation of machine vibration . Part 1: General guidelines ISO79. Released: 2016-11-30. ISO/TC 108/SC 2 Measurement and evaluation of mechanical vibration and shock as applied to machines, vehicles and structures, 2016. 46 p.
6. Левицький А.С., Федоренко Г.М., Грубой О.П. Контроль стану потужних гідро- та турбогенераторів за допомогою ємнісних вимірювачів параметрів механічних дефектів: монографія. К.: Ін-т електродинаміки НАН України, 2011. 242 с.
7. Ишметьев Е.Н., Чистяков Д.В., Панов А.Н., Бодров Е.Э. Система автоматического построения орбиты вала в подшипнике скольжения. *Современные научные исследования и инновации*. 2017. № 5. URL: <http://web.snauka.ru/issues/2017/05/82682> (дата звернення: 14.01.2018).
8. Левицький А.С., Зайцев Є. О., Березниченко В. О. Відносна та абсолютна радіальна вібрація вала вертикального гідроагрегата. *Гідроенергетика України*. 2019. № 3–4. С. 36–39.
9. Зайцев Є.О., Березниченко В.О. Система контролю биття валів потужних генераторів: дефекти та їх прояви в залежності від механічних сил. *Контроль і управління в складних системах (КУСС-2020): Матеріали XIII міжнародної конференції*. Вінниця, ВНТУ. 8–10 жовтня 2020.
10. Иванченко И.П., Прокопенко А.Н., Смелков Л.Л. Техническая система диагностики гидроагрегата разработки «НПО ЦКТИ». НРЭ. 2010. № 12. С. 27–38.
11. Белоглазов А.В. Глазырин Г.В. Разработка средств мониторинга биений вала гидроагрегата. *Сборник научных трудов НГТУ*. 2008. № 3(53). С. 79–84.
12. Нестеренко А.Д. Введение в теоретическую электротехнику. К.: Наукова думка. 1969. 352 с.
13. Baxter L. K. Capacitive Sensors: Design and Applications. Wiley-IEEE Press, 1996. 320 p.
14. Baikie. D., Venderbosch E., Meyer J. A., Estrup P. J. Z., Analysis of stray capacitance in the kelvin method, *Review of Scientific Instruments*. 1991. Vol. 62. No 3. Pp. 725–735.
15. Webster J. G. The Measurement, Instrumentation and Sensors Handbook. CRC Press-IEEE Press, 1999. 2630 p.
16. XY Measurements for Radial Position and Dynamic Motion in Hydro Turbine Generators. *Orbit*. 2010. Vol. 30. No 1. Pp. 32–39.
17. Ungureanu G., Covaciu F., Balaj A., Ciulbea C. Vibration monitoring system of hydro electric turbine-generator sets. Proc. 2002 IEEE-TTTC International Conference on *Automation, Quality and Testing, Robotics*. Vol. 11, Cluj-Napoca, Romania, May 23-25, 2002. Pp. 382–385.
18. Школьник В.Э. Измерение радиального биения цилиндрических поверхностей вала ротора электрических машин. *Сборник «Электросила»*. 2001. № 40. С. 60–66.
19. Новик А.И., Левицький А.С., Неболюбов Е.Ю. Контроль воздушного зазора в мощных гидрогенераторах в процессе эксплуатации. *Технічна електродинаміка*. 2009. №6. С.66–69.
20. Lijun Xu, Shijie Sun, Zhang Cao, Wuqiang Yang. Performance analysis of a digital capacitance measuring circuit. *Review of scientific instruments*. 2015. No 86. Pp. 054703-1-054703-11.
21. Бабак В. П. и др. Теоретические основы информационно-измерительных систем. Киев, 2014. 832 с.

УДК 621.3

БЕСКОНТАКТНЫЙ ЁМКОСТНОЙ СЕНСОР СИСТЕМЫ КОНТРОЛЯ ПАРАМЕТРОВ БИЕНИЯ ВАЛОВ МОЩНЫХ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ МАШИН

В.А. Березниченко, Е.А. Зайцев, доктор. техн. наук
 Институт электродинамики НАН Украины,
 пр. Победы, 56, Киев, 03057, Украина,
 e-mail: zaitsev@nas.gov.ua

В данной статье приведены результаты определения необходимости использования охранного электрода в виде кольца «Кельвина» для уменьшения влияния внешних полей и неравномерности эквипотенциальных линий на функцию преобразования емкостного сенсора с центральным высокопотенциальным электродом. Предложено размещение вторичного измерительного преобразователя в непосредственной близости к электродам сенсора, что позволяет устранить необходимость использования триаксиального кабеля между сенсором и вторичным преобразователем. Сенсор может быть использован для измерения параметров биения цилиндрических поверхностей валов мощных генераторов. Определена аналитически и методами компьютерного моделирования функция преобразования емкостного сенсора в зависимости от расстояния между общей плоскостью электродов сенсора и заземленной поверхностью вала. Продемонстрировано целесообразность использования средств компьютерного моделирования методами конечно-элементного анализа для исследования метрологических характеристик сенсоров. Библ. 21, рис. 4, табл.

Ключевые слова: генератор, функциональное состояние, вибрация, сенсор, бесконтактный, компьютерное моделирование.

CONTACTLESS CAPACITIVE SENSOR OF THE SYSTEM FOR MONITORING THE PARAMETERS OF THE BEATING OF THE POWERFUL ELECTRICAL MACHINES SHAFTS

V.O. Berezhnychenko, I.O. Zaitsev

Institute of Electrodynamics of the National Academy of Sciences of Ukraine,
pr. Peremohy, 56, Kyiv, 03057, Ukraine

In this paper presents the results of the definition the need to use a Kelvin guard ring to reduce the impact of external fields and non-uniformity of equipotential lines to change response characteristic of the capacitive sensor with a central high-potential electrode and a Kelvin guard ring. Measuring transducer placing in the immediate vicinity of the electrodes of the sensor, which eliminates the need to use a triaxial cable, was proposed. The sensor is designed to measure powerful generators shafts cylindrical surfaces parameters run-out. Capacitive sensor response characteristic function which depending on distance between the general plane of electrodes of the sensor and the grounded surface of a shaft is determined analytically and by computer simulation methods. The expediency of using computer modeling tools by finite element analysis methods for studying the metrological characteristics of sensors was shown. Ref..21, fig. 4, table.

Keywords: generator, functional condition, vibration sensor, non-contact, computer simulation.

1. Alekseev B.A. Determining the status (diagnostics) of large hydro generators. ENAS, 2002. 144 p. (Rus).
2. Beloglazov A.V. Development of adaptive tools for fault diagnostics and strategies for servicing hydrogenerators: author. dis. ... Cand. tech. Sciences: 05.14.02 *Novosibirsk State Technical University*. Novosibirsk. 2011. 22 p. (Rus)
3. ISO 7919-5:2005. Mechanical vibration. Evaluation of machine vibration by measurements on rotating shafts. Part 5: Machine sets in hydraulic power generating and pumping plants. Released:2005-04. ISO/TC 108/SC 2 Measurement and evaluation of mechanical vibration and shock as applied to machines, vehicles and structures, 2005. 16 p.
4. ISO 13381-1:2015. Condition monitoring and diagnostics of machines. Prognosis Part 1: General guidelines. Released: 2015-09. ISO/TC 108/SC 5 Condition monitoring and diagnostics of machine systems, 2015. 21p.
5. ISO 20816-1:2016. Mechanical vibration. Measurement and evaluation of machine vibration. Part 1: General guidelines ISO79. Released: 2016-11-30. ISO/TC 108/SC 2 Measurement and evaluation of mechanical vibration and shock as applied to machines, vehicles and structures, 2016. 46 p.
6. Levytskyi A.S, Fedorenko G.M. Gruboj O.P. Monitoring of the status of powerful hydro and turbo generators using capacitive meter for the parameters of mechanical defects. IED NANU Publ., 2011. 242 p.. (Ukr).
7. Ishmetyev E.N., Chistyakov D.V., Panov A.N., Bodrov E.E. System for automatic construction of the shaft orbit in a plain bearing. Modern scientific research and innovation. 2017. No 5. URL: <http://web.snauka.ru/issues/2017/05/82682> (accessed: 04.11.2020). (Rus)
8. Levytskyi A.S., Zaitsev I.O., Berezhnychenko V.O. Relative and absolute radial vibration of the shaft of the vertical unit. *Hydropower Ukraine*.2019. No. 3-4. Pp. 36–39. (Ukr).
9. Zaitsev I.O., Berezhnychenko V.O. Powerful generators run-out shaft control system: defects and their manifestations depending on mechanical forces. Proc. of the XIII International Conference on *Control and management in complex systems (KUSS-2020)*. Vinnytsia, 8–10 October 2020. (Ukr).
10. Ivanchenko I.P., Prokopenko A.N., Smelkov L.L. Technical diagnostics system for hydroelectric unit by NPO CKTI development . NRE. 2010. No 12. Pp. 27–38. (Rus)
11. Beloglazov A.V. Glazyrin G.V. Development of means for monitoring hydraulic unit run-out shaft. *Scientific Papers of the Novosibirsk State Technical University*. 2008. No 3(53). Pp. 79–84. (Rus)
12. Nesterenko A.D. Introduction to theoretical electrical engineering. Kyiv: Naukova dumka, 1969. 352 p. (Rus)
13. Baxter L. K. Capacitive Sensors: Design and Applications. Wiley-IEEE Press, 1996. 320 p.

14. Baikie. D., Venderbosch E., Meyer J. A., Estrup P. J. Z., Analysis of stray capacitance in the kelvin method, *Review of Scientific Instruments*. 1991. Vol. 62, No 3. Pp. 725–735.
15. Webster J. G. The Measurement, Instrumentation and Sensors Handbook. CRC Press-IEEE Press, 1999. 2630 p.
16. XY Measurements for Radial Position and Dynamic Motion in Hydro Turbine Generators. *Orbit*. 2010. Vol. 30, No 1. Pp. 32–39.
17. Ungureanu G., Covaciu F., Balaj A., Ciulbea C. Vibration monitoring system of hydro electric turbine-generator sets. Proc. 2002 IEEE-TTTC International Conference on *Automation, Quality and Testing, Robotics*. Cluj-Napoca, Romania, May 23-25 2002. Vol. 11. Pp. 382–385.
18. Shkolnik V.E. Measurement of the radial run-out of the cylindrical surfaces of the rotor shaft of electrical machines. *Scientific Papers of the Electrosila*. 2001. No 40. Pp. 60–66. (Rus)
19. Novik A.I., Levytskyi A.S., Nebolyubov E.Yu. Air gap control in powerful hydrogenerators during operation. *Tekhnichna Elektrodynamika*. 2009. No 6. Pp.66–69. (Rus)
20. Lijun Xu, Shijie Sun, Zhang Cao, Wuqiang Yang. Performance analysis of a digital capacitance measuring circuit. *Review of scientific instruments*. 2015. No 86. Pp. 054703-1-054703-11.
21. Babak V.P. and other Theoretical bases of information-measuring systems. Kyiv, 2014. 832 p. (Rus)

Надійшла: 11.11.2020

Received: 11.11.2020