

МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ УКРАЇНИ
Національний технічний університет
«Харківський політехнічний інститут»

ВІСНИК
НАЦІОНАЛЬНОГО ТЕХНІЧНОГО УНІВЕРСИТЕТУ
«ХПІ»

Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів.
Теорія і практика

№ 42 (1151) 2015

Збірник наукових праць

Видання засноване у 1961 р.

Харків
НТУ «ХПІ», 2015

Вісник Національного технічного університету «ХПІ». Збірник наукових праць. Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика. – Х. : НТУ «ХПІ». – 2015. – № 42 (1151). – 97 с.

Державне видання

Свідоцтво Держкомітету з інформаційної політики України

КВ № 5256 від 2 липня 2001 року

Мова статей – українська, російська, англійська.

Вісник Національного технічного університету «ХПІ» внесено до «Переліку наукових фахових видань України, в яких можуть публікуватися результати дисертаційних робіт на здобуття наукових ступенів доктора і кандидата наук», затвердженого Постановою президії ВАК України від 26 травня 2010 р., № 1 – 05/4 (Бюлетень ВАК України, № 6, 2010 р., с. 3, № 20).

Координаційна рада:

Л. Л. ТОВАЖНЯНСЬКИЙ, д-р техн. наук, проф. (**голова**);

К. О. ГОРБУНОВ, канд. техн. наук, доц. (**секретар**);

А. П. МАРЧЕНКО, д-р техн. наук, проф.; Є. І. СОКОЛ, д-р техн. наук, чл.-кор. НАН України;

Є. Є. АЛЕКСАНДРОВ, д-р техн. наук, проф.; А. В. БОЙКО, д-р техн. наук, проф.;

Ф. Ф. ГЛАДКИЙ, д-р техн. наук, проф.; М. Д. ГОДЛЕВСЬКИЙ, д-р техн. наук, проф.;

А. І. ГРАБЧЕНКО, д-р техн. наук, проф.; В. Г. ДАНЬКО, д-р техн. наук, проф.;

В. Д. ДМИТРИЄНКО, д-р техн. наук, проф.; І. Ф. ДОМНІН, д-р техн. наук, проф.;

В. В. СПІФАНОВ, канд. техн. наук, проф.; Ю. І. ЗАЙЦЕВ, канд. техн. наук, проф.;

П. О. КАЧАНОВ, д-р техн. наук, проф.; В. Б. КЛЕПІКОВ, д-р техн. наук, проф.;

С. І. КОНДРАШОВ, д-р техн. наук, проф.; В. І. КРАВЧЕНКО, д-р техн. наук, проф.;

Г. В. ЛІСАЧУК, д-р техн. наук, проф.; О. К. МОРАЧКОВСЬКИЙ, д-р техн. наук, проф.;

В. І. НІКОЛАЄНКО, канд. іст. наук, проф.; П. Г. ПЕРЕРВА, д-р екон. наук, проф.;

В. А. ПУЛЯЄВ, д-р техн. наук, проф.; М. І. РИЩЕНКО, д-р техн. наук, проф.;

В. Б. САМОРОДОВ, д-р техн. наук, проф.; Г. М. СУЧКОВ, д-р техн. наук, проф.;

Ю. В. ТИМОФІЄВ, д-р техн. наук, проф.; М. А. ТКАЧУК, д-р техн. наук, проф.

Редакційна колегія серії:

Відповідальний редактор: Б. В. КЛИМЕНКО, д-р техн. наук, проф.

Заст. відповідального редактора: В. Ф. БОЛЮХ, д-р техн. наук, проф.

Відповідальний секретар: І. С. ВАРШАМОВА, асистент.

Члени редколегії: Є. І. СОКОЛ, чл.-кор. НАНУ, д-р техн. наук, проф.; В. Г. ДАНЬКО, д-р техн. наук, проф.; В. Б. КЛЕПІКОВ, д-р техн. наук, проф.; В. І. КРАВЧЕНКО, д-р техн. наук, проф.; В. І. МІЛИХ, д-р техн. наук, проф.; Г. М. СУЧКОВ, д-т.н., проф.; В. Ю. РАЙНІН, д-р техн. наук, проф.

*Вісник Національного технічного університету «ХПІ», серія «Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика», індексується в наукометричних базах **Index Copernicus**, **Российский Индекс Научного Цитирования – РИНЦ**, **WorldCat** і **Google Scholar** і включений у довідник періодичних видань бази даних **Ulrich's Periodicals Directory (New Jersey, USA)**.*

Рекомендовано до друку Вченою радою НТУ «ХПІ».

Протокол № 8 від 19 вересня 2015

М. Г. ПАНТЕЛЯТ, А. В. ТРОФІМОВ

МЕТОДИКА МУЛЬТИФІЗИЧНОГО АНАЛІЗУ ЗВ'ЯЗАНИХ ЕЛЕКТРОМАГНІТНИХ І ТЕПЛОВИХ ПРОЦЕСІВ В ІНДУКЦІЙНІЙ КУХОННІЙ ПЛИТІ ТА ПОСУДІ, ЩО НАГРІВАЄТЬСЯ

У роботі запропоновано методику мультифізичного чисельного аналізу розподілу зв'язаних електромагнітного та теплового полів індукційної кухонної плити та посуду, що нагрівається, у двовимірній постановці методом скінчених елементів. Враховуються залежності від температури електрофізичних і теплофізичних властивостей матеріалів конструкцій, що розглядаються, а також магнітні властивості магнітом'яких матеріалів.

Ключові слова: індукційна кухонна плита, електромагнітне поле, теплове поле, мультифізика, комп'ютерне моделювання, метод скінчених елементів

Вступ. В основу принципу дії індукційних кухонних плит покладено розігрів металевого посуду вихровими струмами, які створюються електромагнітним полем частотою 20-100 кГц. В роботах [1-3] запропоновано інженерну методику розрахунку побутових індукційних кухонних плит, а також математичні моделі та методи комп'ютерного моделювання розподілу електромагнітного та теплового поля плити та посуду, що нагрівається. Наступним етапом у комплексному дослідженні цього іновативного класу електропобутової техніки є чисельний аналіз зв'язаних (мультифізичних) електромагнітних та теплових явищ, що мають місце в процесі роботи індукційних кухонних плит, з урахуванням їх взаємного впливу одне на інше, що дозволить отримати найбільш достовірні результати розрахунків.

Мета роботи – розробка методики мультифізичного чисельного аналізу розподілу зв'язаних електромагнітного та теплового полів індукційної кухонної плити та посуду, що нагрівається. Отримані результати комп'ютерного моделювання будуть проаналізовані в наступних роботах.

Огляд літературних джерел та аналіз стану проблеми. У вітчизняній науково-технічній літературі наразі не знайдено робіт, присвячених розробці та реалізації інженерних та чисельних методик розрахунку та проектування індукційних кухонних плит, за винятком [1-3]. У закордонних виданнях відповідних публікацій теж небагато. Розглянемо найбільш цікаві з них.

У роботах [4-6] запропоновано методику спільного чисельного аналізу процесів в електронних схемах генераторів високої частоти та розподілу електромагнітного поля в індукторній системі індукційної кухонної плити, що дозволило авторам запропонувати, розрахувати та експериментально перевірити цікаву новітню конструкцію індуктора плити. Комп'ютерне моделювання розподілу електромагнітного поля виконується методом скінчених елементів у двовимірній [4, 5] та тривимірній [6] постановках. Недоліком робіт є відсутність аналізу теплових процесів у конструкції, що розглядається.

У роботі [7] здійснено спробу оптимізації та виконано скінченоелементний аналіз у двовимірній постановці електромагнітних процесів (розподіл

електромагнітного поля та електромагнітних сил) в індукційній кухонній плиті. Суттєвими недоліками використаної методики є розв'язання рівнянь електромагнітного поля у магнітостатичному наближенні (тобто знехтування вихровими струмами в першу чергу у посуді, що нагрівається), а також знехтування реальними магнітними властивостями матеріалів плити та посуду (всі матеріали вважаються немагнітними). Це не дозволяє отримати уяву про реальні процеси, що мають місце в процесі експлуатації індукційної кухонної плити. Крім того, при використанні вказаної постановки не може йти й мови про наступний аналіз теплових процесів у конструкції, що розглядається.

Автори роботи [8] розв'язали аналогічну задачу з використанням більш сучасного формулювання, аналогічного запропонованому в [2], що дозволило з використанням метода скінчених елементів отримати детальний двовимірний розподіл амплітудних значень щільності вихрових струмів у запропонованій конструкції індукційної кухонної плити. Крім того, виконано розрахунок теплових втрат у плоскому індукторі плити, але не зроблено наступний крок – комп'ютерне моделювання теплового стану індуктора та посуду, що нагрівається.

Робота [9] присвячена розв'язанню задачі електромагнітної сумісності стосовно сучасного побутового обладнання, у тому числі побутових індукційних плит. Отже, виконується розрахунок електромагнітного поля у просторі, що оточує побутовий пристрій. При цьому використовується метод еквівалентного електромагнітного дипольного моменту. Таким чином, запропонована розрахункова методика не дозволяє отримати детальний розподіл електромагнітного та, тим більше, температурного поля в конструктивних елементах побутових плит та посуду, що нагрівається.

У статті [10] запропоновано використати метод скінчених елементів для розв'язання зв'язаних двовимірних задач розрахунку нестационарного електромагнітного поля у комплексній формі та стационарного теплового поля посуду, що нагрівається. Недоліками роботи [10] є:

- розв'язання саме стационарного рівняння теплопровідності, в той час як температура посуду в процесі нагрівання суттєво змінюється не лише у

просторі, а також у часі

- запропонована методика не використовується для розрахунку теплового стану конструктивних елементів індукційної кухонної плити (індуктора та магнітопроводу); наявність магнітопроводу в конструкції плити навіть не враховується

- автори роботи не враховують залежності електрофізичних та теплофізичних властивостей матеріалів від температури, а також нехтують суттєво нелінійними магнітними властивостями феромагнітних матеріалів посуду та магнітопроводу

В роботі [11] метод скінчених елементів використовується для комп'ютерного моделювання розподілу тривимірного електромагнітного поля запропонованої конструкції індукційної кухонної плити, виконана експериментальна перевірка отриманих чисельних результатів. Теплове поле конструкції не досліджується.

У найбільш досконалій статті [12] метод скінчених елементів використано для комп'ютерного аналізу зв'язаних двовимірних електромагнітного та нестационарного теплового полів у запропонованій авторами конструкції індукційної кухонної плити. Враховано залежності теплофізичних властивостей матеріалів від температури. Отримано цікаві результати стосовно зміни температури посуду у просторі та часі. Недоліки роботи:

- не враховано залежності електрофізичних властивостей матеріалів від температури, а також суттєво нелінійні магнітні властивостями феромагнітних матеріалів

- не розглядається феромагнітний магнітопровід індукційної плити

Вибір напрямку досліджень. Для досягнення мети роботи доцільно розвинути методику, викладену в роботі [12], а саме застосувати метод скінчених елементів для комп'ютерного аналізу зв'язаних електромагнітного та нестационарного теплового полів у посуді, що нагрівається, а також в індукторі та магнітопроводі індукційної кухонної плити, враховуючи залежності електрофізичних та теплофізичних властивостей матеріалів від температури, а також нелінійні магнітні властивості (основні криві намагніченості) феромагнітних матеріалів. Математичне моделювання розподілу зв'язаних полів доцільно розпочати у двовимірній постановці (значно більш складна тривимірна постановка та відповідне програмне забезпечення можуть бути використані пізніше для уточнення отриманих результатів).

Основні фізичні процеси в індукційних кухонних плитах та посуді, що нагрівається, та їх взаємний зв'язок. Основним вузлом індукційної кухонної плити є індуктор [1] – плоска одновиткова або багатовиткова котушка, при протіканні по якій змінного струму створюється електромагнітне поле, яке індуктує в свою чергу вихрові струми в посуді, що нагрівається. Конструкція індуктора індукційної плити представлена на рис. 1. Крім того, протікання вихрових струмів та обумовлена цим зміна теплового стану мають місце в самому індукторі, а також у феритовому магнітопроводі плити.



Рис. 1 – Плоский багатовитковий індуктор індукційної плити

У роботах [13, 14] здійснено спробу комплексного аналізу та узагальнення мультифізичних процесів, що мають місце у різноманітному сучасному електротехнічному обладнанні (електричні машини, промислові індукційні нагрівачі, новітні конструкції актуаторів та ін.). Оскільки фізичні явища в промислових установках індукційного нагрівання та побутових індукційних плитах є тотожні, доцільно розповсюдити аналіз, виконаний у [13, 14], на процеси, що мають місце при нагріванні посуду на індукційній плиті. В процесі функціонування індукційної кухонної плити найбільшу роль відіграють загальновідомі явища, які визначають електромагнітний та тепловий стан посуду, індуктора та магнітопроводу. Розглянемо вказані процеси та явища більш детально.

При протіканні по індукторі змінного струму частотою 20-100 кГц створюється електромагнітне поле, яке індуктує в свою чергу вихрові струми в посуді, що нагрівається, а також у магнітопроводі та самому індукторі. У відповідності до закону Джоуля [3, 10, 12], виникають внутрішні джерела тепла (теплові втрати), що призводять до зміни у просторі та у часі теплового стану посуду та зазначених конструктивних елементів плити. У свою чергу, зміна розподілу теплового поля впливає «зворотним чином» на електромагнітні процеси в плиті, оскільки електрофізичні властивості матеріалів (питома електрична провідність та, в загальному випадку, магнітна проникність) залежать від температури [13, 14]. Відразу зазначимо, що температура нагріву посуду та конструктивних елементів плити є значно нижчою точки Кюрі (орієнтовно 760 °С для конструкційних сталей) відповідних матеріалів, отже температурна залежність магнітної проникності майже відсутня і може не враховуватись. Окрім того, теплофізичні властивості матеріалів (теплопровідність, теплоємність та щільність) посуду та плити теж залежать від температури [3, 12-14]. Звісно, магнітні властивості (магнітна проникність) феромагнітних матеріалів залежить від напруженості магнітного поля [2, 15, 16].

Таким чином, методика мультифізичного чисельного аналізу розподілу зв'язаних електромаг-

нітного та теплового полів індукційної кухонної плити та посуду, що нагрівається, має враховувати наступні взаємозв'язані фізичні процеси та явища:

1) Наведення змінним струмом індуктора вихрових струмів в посуді, що нагрівається, а також у магнітопроводі та самому індукторі.

2) Виникнення внутрішніх джерел тепла (теплових втрат), що призводять до зміни у просторі та у часі теплового стану посуду та зазначених конструктивних елементів плити.

3) Залежність електрофізичних та теплофізичних властивостей матеріалів від температури.

4) Залежність магнітних властивостей феромагнітних матеріалів від напруженості магнітного поля.

На наступному етапі досліджень доцільно буде розглянути зміну напружено-деформованого стану посуду та конструктивних елементів плити під впливом градієнтів температури, а також сил електромагнітного походження [13, 14].

Методика мультифізичного чисельного аналізу процесів в індукційній кухонній плиті та посуді, що нагрівається. Розглянемо послідовно методику комп'ютерного моделювання мультифізичних (зв'язаних) електромагнітних та теплових процесів в індукційних кухонних плитах та посуді, що нагрівається. При цьому, розподіл електромагнітного та теплового поля індукційної кухонної плити визначається [2, 3] стосовно її індукторної системи, що складається з наступних електропровідних та неелектропровідних елементів (рис. 2): індуктор; посуд, що нагрівається; магнітопровід; діелектрик (повітря).

1) Розрахунок розпочинається з чисельного аналізу методом скінчених елементів розподілу електромагнітного поля в індукторній системі, зображений на рис. 2. При цьому розв'язується диференційне рівняння у часткових похідних у комплексній формі з відповідними граничними умовами [2]:

$$j\omega\gamma\dot{A} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{1}{\mu} \frac{\partial \dot{A}}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\frac{1}{\mu} \frac{\partial \dot{A}}{\partial y} \right) + \dot{J}_0, \quad (1)$$

де A – векторний магнітний потенціал;
 γ – питома електрична провідність матеріалу;
 μ – магнітна проникність матеріалу;
 j – уявна одиниця;
 $\omega = 2\pi f$ – кругова частота;
 f – частота струму в індукторі індукційної плити;
 $\dot{J}_0$ – щільність струму в індукторі плити.

Величина магнітної проникності матеріалу індуктора (див. рис. 2), який, як правило, виготовляється з міді (іноді з інших немагнітних матеріалів), дорівнює магнітній проникності вакууму: $\mu = \mu_0$. Величина магнітної проникності феромагнітних матеріалів, з яких виготовляють посуд та магнітопровід, суттєво нелінійно залежить від напруженості магнітного поля H [2, 15, 16]. Оскільки посуд, що нагрівається, а також магнітопроводи, що застосовуються в індукційних плитах, виготовляються з магнітом'яких матеріалів, явище магнітного

гістерезису при виконанні розрахунків не враховуємо. Для кожного феромагнітного матеріалу у вихідних даних потрібно задати нелінійну основну криву намагнічування $B(H)$ або безпосередньо залежність магнітної проникності від напруженості магнітного поля $\mu(H)$. Використовуються сучасні ефективні ітераційні алгоритми розв'язання нелінійних задач з урахуванням залежності магнітної проникності від напруженості магнітного поля $\mu(H)$, наведені та детально проаналізовані в [15, 16]. Для виконання попередніх «оціночних» розрахунків можливо розв'язання лінійної задачі з постійним (осередненим за кривою намагнічування) значенням магнітної проникності $\mu = \mu_a = \text{const}$ для кожного магнітом'якого матеріалу. Залежність магнітної проникності матеріалів від температури не враховується. Величини питомої електричної проникності матеріалів на початку процесу розрахунків задаються при початковій температурі (як правило, 20 °C).

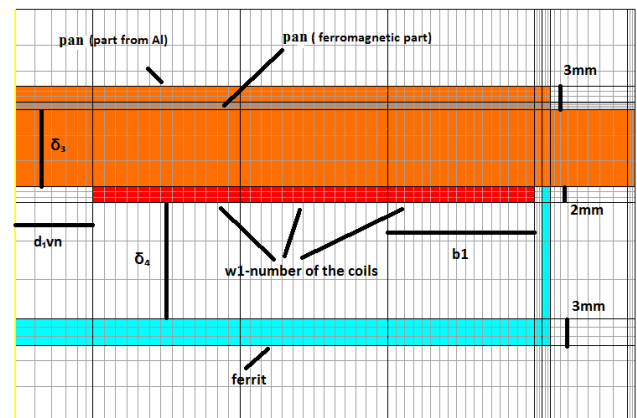


Рис. 2 – Приклад розрахункової моделі індукторної системи плити (програмний комплекс EleFAnT2D [17], Інститут основ та теорії електротехніки Технічного університету м. Грац, Австрія)

2) Результати, отримані стосовно розподілу векторного магнітного потенціалу, дозволяють розрахувати просторовий розподіл модуля щільності вихрового струму в посуді, що нагрівається, а також в індукторі та магнітопроводі [2]:

$$\dot{J}_e = -j\omega\gamma\dot{A}. \quad (2)$$

З використанням обчисленого розподілу модуля щільності вихрового струму розраховується щільність теплових втрат (потужність внутрішніх джерел тепла) в посуді, що нагрівається, та в магнітопроводі [2, 3]

$$Q = \frac{|j_e|^2}{\gamma}, \quad (3)$$

отриманий просторовий розподіл якої в подальшому використовується в якості вихідної інформації для комп'ютерного аналізу теплового стану посуду та магнітопроводу в процесі роботи індукційної плити.

3) Виконується комп'ютерне моделювання методом скінчених елементів розподілу у просторі та у часі теплового поля посуду, що нагрівається, а також індуктора та магнітопроводу індукційної кухонної плити. При цьому розв'язується нестационарне

рівняння теплопровідності у часткових похідних [3]

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial y} \right) + Q, \quad (4)$$

де T – температура, що змінюється у просторі та у часі;

λ – теплопровідність матеріалу;

ρ – щільність матеріалу;

c_p – теплоємність матеріалу;

Q – потужність внутрішніх джерел тепла. У загальному випадку, величини λ , ρ та c_p (теплофізичні властивості матеріалів) залежать від температури.

Рівняння (4) розв'язується з відповідними граничними умовами [3], що описують в першу чергу конвективний теплообмін електропровідних поверхонь з навколишнім середовищем:

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial n} = \alpha(T - T_\infty), \quad (5)$$

де λ – теплопровідність матеріалу відповідної електропровідної поверхні;

n – зовнішня нормаль до поверхні, що розглядається;

α – коефіцієнт теплообміну з зовнішнім середовищем, що суттєво залежить від виду та швидкості охолоджувача [3];

T_∞ – температура зовнішнього середовища (охолоджувача). Величини α та T_∞ задаються у вихідних даних окремо для кожної з границь, що беруться до уваги в процесі виконання розрахунків.

Для чисельного розв'язання рівняння (4) потрібно задати у вихідних даних наступні теплофізичні властивості матеріалів посуду, магнітопроводу та індуктора (див. рис. 2) та їх залежності від температури: λ – теплопровідність матеріалу; ρ – щільність матеріалу; c_p – теплоємність матеріалу. При розв'язанні рівняння (4) в якості правої частини задається розподіл у просторі та у часі щільності теплових втрат (потужності внутрішніх джерел тепла) $Q(x,y,t)$ у електропровідних елементах конструкції (3), отриманий за результатами розрахунку розподілу електромагнітного поля та щільності вихрових струмів. Комп'ютерне моделювання теплового стану виконується [3] у рамках єдиної обчислювальної процедури лише стосовно окремо кожного з електропровідних конструктивних елементів, а саме посуду та магнітопроводу, виключаючи з розгляду суттєві за об'ємом діелектричні підобласті.

4) Після чисельного розв'язання рівняння теплопровідності (4), тобто після отримання просторового розподілу теплового поля електропровідних елементів конструкції (посуду, індуктора та магнітопроводу), розраховуються нові значення їх питомої електричної проникності матеріалів з використанням відповідних залежностей від температури [2], що повинні бути задані у вихідних даних.

5) З використанням отриманих «нових» величин питомої електричної проникності матеріалів виконується повторне розв'язання рівняння (1), тобто

розрахунок розподілу електромагнітного поля, що відповідає отриманому тепловому полю конструкції.

6) «Циклічний» розрахунок за пунктами 1) – 5) повторюється до досягнення збіжності ітераційного процесу.

Зв'язані двовимірні задачі комп'ютерного моделювання розподілу електромагнітного та теплового поля посуду та конструктивних елементів побутових індукційних плит доцільно розв'язувати добре розвинутим методом скінчених елементів [2, 3]. Структура вихідних даних та результатів обчислень детально описана в [2, 3]. При виконанні комп'ютерного моделювання потрібно організувати автоматичну передачу розподілу щільності теплових втрат (3) з програмного забезпечення, призначеного для розрахунку електромагнітних процесів, до процедур скінченоеlementного аналізу розподілу температурного поля. При цьому, величини щільності теплових втрат (потужності внутрішніх джерел тепла) задаються у вузлах скінченоеlementної сітки, яка повинна бути узгоджена для обох задач (моделювання електромагнітних та теплових процесів), що розв'язуються спільно. Необхідно також здійснити автоматичну «зворотну» передачу отриманого розподілу температури до програмного забезпечення, призначеного для скінченоеlementного аналізу розподілу електромагнітного поля, з метою розв'язання зв'язаних задач з урахуванням залежностей електрофізичних властивостей матеріалів від температури.

Висновки. У роботі запропоновано методику мультифізичного чисельного аналізу розподілу зв'язаних електромагнітного та теплового полів індукційної кухонної плити та посуду, що нагрівається, у двовимірній постановці методом скінчених елементів. Враховуються залежності від температури електрофізичних і теплофізичних властивостей матеріалів конструкцій, що розглядаються, а також магнітні властивості магнітом'яких матеріалів. Отримані результати розрахунків будуть проаналізовані в наступних роботах.

Список літератури: 1. Пантелєв М.Г., Гуренцов Ю.В., Трофімов А.В. Методика розрахунку індукторів індукційних кухонних плит // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика. – Х.: НТУ «ХПІ», 2014. – № 20 (1063). – С. 13-24. 2. Пантелєв М.Г., Гуренцов Ю.В. Методика комп'ютерного моделювання методом скінчених елементів розподілу електромагнітного поля індукційної кухонної плити // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика. – Х.: НТУ «ХПІ», 2014. – № 41 (1084). – С. 16-24. 3. Пантелєв М.Г., Трофімов А.В. Методика скінчено елементного аналізу теплового стану індукційної кухонної плити та посуду, що нагрівається // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика. – Х.: НТУ «ХПІ», 2015. – № 13 (1122). – С. 36-44. 4. Carretero C., Lucia O., Acero J., Bordio J.M., Alonso R. Passive network equivalent of an induction system for domestic cookers application based on FEA tool simulation // Proceedings of the 26th Annual IEEE Applied Power Electronics Conference and Exposition (APEC). – 6-11 March 2011, Fort Worth, Texas, USA. – 2011. – P. 1753-1758. 5. Carretero C., Lucia O., Acero J., Bordio J.M. FEA tool based model of partly coupled coils used in domestic induction cookers // Proceedings of the 37th Annual Conference on IEEE Industrial Electronics Society (IECON 2011). – 7-10 November 2011, Melbourne, Victoria, Australia. – 2011. – P. 2533-2538. 6. Carretero C., Lucia O., Acero J., Bordio J.M. Computational

modeling of two partly coupled coils supplied by a double half-bridge resonant inverter for induction heating appliances // IEEE Transactions on Industrial Electronics. – 2013. – v. 60, No. 8. – P. 3092-3105. **7. Hosseini S.H., Kashtiban A.M., Alizadeh G.** Particle swarm optimization and finite-element based approach for induction heating cooker design // Proceedings of the SICE-ICASE International Joint Conference. – 18-21 October 2006, Busan, Korea. – 2006. – P. 4624-4627. **8. Hediehloo M., Akhbari M.** New approach in design of planar coil of induction cooker based on skin and proximity effect analysis // Proceedings of the IEEE International Conference on Industrial Technology (ICIT). – 10-13 February 2009, Churchill, Victoria, Australia. – 2009. – P. 1100-1105. **9. Yamazaki K., Kawamoto T., Fujinami H., Shigemitsu T.** Equivalent dipole moment method to characterize magnetic field generated by electric appliances: extension to intermediate frequencies of up to 100 kHz // IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility. – 2004. – v. 46, No. 1. – P. 115-120. **10. Jin-Kyu Byun, Kyung Choi, Hee-SuceRoh, Song-yop Hahn.** Optimal design procedure for a practical induction heating cooker appliances // IEEE Transactions on Magnetics. – 2000. – v. 36, No. 4. – P. 1390-1393. **11. Meng L.C., Cheng K.W.E., Chan K.W.** Heating performance improvement and field study of the induction cooker // Proceedings of the 3rd International Conference on Power Electronics Systems and Applications (PESA). – 20-22 May 2009, Hong Kong. – 2009. – P. 313-317. **12. Meng L.C., Cheng K.W.E., Luk P.C.K.** Field analysis of an induction cooker with square 9-coil system by applying diverse exciting pattern // Proceedings of the 6th IET International Conference on Power Electronics, Machines and Drives (PEMD 2012). – 27-29 March 2012, Bristol, United Kingdom. – 2012. – P. 1-5. **13. Pantelyat M.G.** Multiphysics in electromagnetic devices simulation and design: an attempt of generalization // Acta Technica. – 2012. – v. 57, No. 2. – P. 127-142. **14. Pantelyat M.G.** Multiphysical numerical analysis of electromagnetic devices: state-of-the-art and generalization // Електротехніка і електромеханіка. – 2013. – № 3. – С. 29-35. **15. Bíró O., Preis K., Richter K.R.** Various FEM formulations for the calculation of transient 3d eddy currents in nonlinear media // IEEE Transactions on Magnetics. – 1995, v. 31, No. 3. – P. 1307-1312. **16. Pantelyat M.G.** Numerical analysis of impulse electromagnetic fields in soft ferromagnetic materials // International Journal of Applied Electromagnetics and Mechanics. – 1999, v. 10. – P. 185 – 192. **17.** <http://www.igte.tugraz.at/de/elefant/elefant.html>.

Bibliography (transliterated): **1. Pantelyat M.G., Gurencov Yu.V., Trofimov A.V.** Metodyka rozrakhunku induktoriv indukciynih kuhonnyh plyt. Visnyk NTU "KhPI". Seriya: Problemy udoskonalennya elektrychnykh mashyn i aparativ. Teoriya i praktyka. Kharkov: NTU "KhPI", 2014. No 20 (1063). 13-24. Print. **2. Pantelyat M.G., Gurencov Yu.V.** Metodyka kompyuternogo modelyuvannya metodom skinchenykh elementiv rozpodilu elektromagnitnoho polya indukciynoyi kuxonnoyi plyty. Visnyk NTU "XPI". Seriya: Problemy udoskonalennya elektrychnykh mashyn i aparativ. Teoriya i praktyka. Kharkov: NTU "KhPI", 2014. No 41 (1084). 16-24. Print. **3. Pantelyat M.G., Trofimov A.V.** Metodyka skinchenoelementnoho analizu teplovoho stanu induktsiynoi kuxonnoi plyty ta posudu, shcho nahrivaetsia. Visnyk NTU "KhPI". Seriya: Problemy udoskonalennya elektrychnykh mashyn i aparativ. Teoriya i

praktyka. Kharkov: NTU "KhPI", 2015. No 13 (1122). 36-44. Print. **4. Carretero C., Lucia O., Acero J., Bordio J.M., Alonso R.** Passive network equivalent of an induction system for domestic cookers application based on FEA tool simulation. Proceedings of the 26th Annual IEEE Applied Power Electronics Conference and Exposition (APEC). 6-11 March 2011, Fort Worth, Texas, USA. 2011. 1753-1758. Print. **5. Carretero C., Lucia O., Acero J., Bordio J.M.** FEA tool based model of partly coupled coils used in domestic induction cookers. Proceedings of the 37th Annual Conference on IEEE Industrial Electronics Society (IECON 2011). 7-10 November 2011, Melbourne, Victoria, Australia. 2011. 2533-2538. Print. **6. Carretero C., Lucia O., Acero J., Bordio J.M.** Computational modeling of two partly coupled coils supplied by a double half-bridge resonant inverter for induction heating appliances. IEEE Transactions on Industrial Electronics. 2013. Vol. 60, No. 8. 3092-3105. Print. **7. Hosseini S.H., Kashtiban A.M., Alizadeh G.** Particle swarm optimization and finite-element based approach for induction heating cooker design. Proceedings of the SICE-ICASE International Joint Conference. 18-21 October 2006, Busan, Korea. 2006. 4624-4627. Print. **8. Hediehloo M., Akhbari M.** New approach in design of planar coil of induction cooker based on skin and proximity effect analysis. Proceedings of the IEEE International Conference on Industrial Technology (ICIT). 10-13 February 2009, Churchill, Victoria, Australia. 2009. 1100-1105. Print. **9. Yamazaki K., Kawamoto T., Fujinami H., Shigemitsu T.** Equivalent dipole moment method to characterize magnetic field generated by electric appliances: extension to intermediate frequencies of up to 100 kHz. IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility. 2004. Vol. 46, No. 1. 115-120. Print. **10. Jin-Kyu Byun, Kyung Choi, Hee-SuceRoh, Song-yop Hahn.** Optimal design procedure for a practical induction heating cooker appliances. IEEE Transactions on Magnetics. 2000. Vol. 36, No. 4. 1390-1393. Print. **11. Meng L.C., Cheng K.W.E., Chan K.W.** Heating performance improvement and field study of the induction cooker. Proceedings of the 3rd International Conference on Power Electronics Systems and Applications (PESA). 20-22 May 2009, Hong Kong. 2009. 313-317. Print. **12. Meng L.C., Cheng K.W.E., Luk P.C.K.** Field analysis of an induction cooker with square 9-coil system by applying diverse exciting pattern. Proceedings of the 6th IET International Conference on Power Electronics, Machines and Drives (PEMD 2012). 27-29 March 2012, Bristol, United Kingdom. 2012. 1-5. Print. **13. Pantelyat M.G.** Multiphysics in electromagnetic devices simulation and design: an attempt of generalization. Acta Technica. 2012. Vol. 57. No. 2. 127-142. Print. **14. Pantelyat M.G.** Multiphysical numerical analysis of electromagnetic devices: state-of-the-art and generalization. Elektrotehnika i elektromekhanika. 2013. No 3. 29-35. Print. **15. Bíró O., Preis K., Richter K.R.** Various FEM formulations for the calculation of transient 3d eddy currents in nonlinear media. IEEE Transactions on Magnetics. 1995. Vol. 31, No 3. 1307-1312. Print. **16. Pantelyat M.G.** Numerical analysis of impulse electromagnetic fields in soft ferromagnetic materials. International Journal of Applied Electromagnetics and Mechanics. 1999, Vol. 10. 185-192. Print. **17.** <http://www.igte.tugraz.at/de/elefant/elefant.html>.

Надійшло (received) 16.09.2015



Пантел'ят Михайло Гаррійович – кандидат фізико-математичних наук, Національний технічний університет «Харківський політехнічний інститут», старший викладач кафедри «Електричні апарати», м. Харків, тел.: (057) 707-68-64; e-mail: m150462@yahoo.com.

Pantelyat Michael Harriyovych – Candidate of Physical and Mathematical Sciences, National Technical University "Kharkiv Polytechnic Institute", Senior Lecturer at the Department of Electrical Apparatus, Kharkov, tel.: (057) 707-68-64; e-mail: m150462@yahoo.com.



Трофімов Андрій Володимирович – Національний технічний університет «Харківський політехнічний інститут», магістрант, м. Харків

Trofimov Andrey Vladimirovich – National Technical University "Kharkiv Polytechnic Institute", student, Kharkov

УДК 621.311.1: 621.316.37

П. Г. ПЛЕШКОВ, А. І. КОТИШ, О. І. СІРІКОВ

РОЗРОБКА ФІКСАТОРА КОРОТКИХ ЗАМИКАНЬ ДЛЯ ПОВІТРЯНИХ ЛІНІЙ ЕЛЕКТРОПЕРЕДАЧ НАПРУГОЮ 110 – 150 кВ

Запропонована проста конструкція електромеханічного фіксатора короткого замикання для повітряних ліній електропередач напругою 110-150 кВ. Для обраної конструкції наведена методика розрахунку його технічних характеристик. Експериментально доведена на дослідному зразку придатність запропонованої методики для інженерних розрахунків.

Ключові слова: повітряна лінія електропередач, фіксатор коротких замикань, електрична мережа з відгалуженнями.

Вступ. Під час експлуатації електричних мереж, в наслідок дії різних за характером причин, неминуче відбуваються їх пошкодження, що призводить до коротких замкнень та аварійних відключень. Перериви в електропостачанні наносять матеріальні збитки, як енергопостачальним організаціям, за рахунок недовідпуску електроенергії, так і споживачам, за рахунок не випущеної продукції. Зі збільшенням класу напруги кількість недовідпущеної електроенергії та збиток при перериві електропостачання збільшується. Найбільш слабкою ланкою в електричних мережах залишаються повітряні лінії електропередач (ПЛЕ). Час перериву електропостачання напряму залежить від часу пошуку місця пошкодження ПЛЕ, для зменшення якого слугують різні пристрої [1, 2, 3, 6]. Принцип роботи більшості цих пристроїв заснований на реєстрації параметрів аварійного режиму, що дозволяє визначити приблизну відстань до місця пошкодження. Недоліком такого класу пристроїв є те, що вони не дозволяють визначити місце пошкодження в електричних мережах з глухими відгалуженнями та мають велику вартість, а це в свою чергу стримує їх широке застосування. Для розгалужених електричних мереж розроблений ряд пристроїв – фіксаторів або індикаторів коротких замкнень [4, 5], які встановлюються на проводах в місці відгалуження ПЛЕ, що полегшує пошук місця пошкодження оперативно виїзній бригаді. Більшість цих пристроїв орієнтовані на клас напруг 10-35 кВ, як найбільш масових та таких де глухі відгалуження зустрічаються частіше, а електричні мережі з класами напруг 110-150 кВ залишаються практично без уваги.

Отже, розробка простого та надійного фіксатора коротких замкнень для ПЛЕ напругою 110-150 кВ залишається актуальною задачею. Робота проведена в рамках госпдоговірної теми №0113U003621 "Розробка фіксатора коротких замкнень для електричної мережі 150 кВ" з ПАТ Кіровоградобленерго.

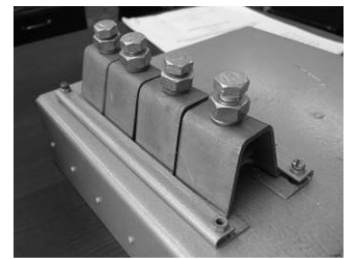
Основна частина. Існує декілька відомих конструктивних рішень фіксаторів короткого замикання (ФКЗ). В основному вони діють на індукційному принципі вимірювання струму, який полягає в тому, що на деякій відстані від проводу розміщується індукційний датчик у вигляді котушки з осердям. ЕРС, яка наводиться в котушці електричною схемою перетворюється у вихідний сигнал потрібної величини. Наявність в цих показниках к.з. електронних схем знижує їх надійність, враховуючи

тяжкі атмосферні умови, в яких вони працюють. Тому для вирішення поставленої задачі, зроблена спроба піти по шляху використання простого електромеханічного ФКЗ, в якому електричним елементом є тільки сам провід ПЛЕ [7].

Інформаційним елементом є циферблат з нанесеними на ньому цифрами і вказівною стрілкою (рис. 1, а). Зручність і простота настройки пристрою досягається плавним регулюванням струму спрацьовування простим натягінням зворотної пружини. Крім того регулювання струму спрацьовування можливо проводити і ступінчасто, шляхом зміни кількості кріпильних дужок (рис. 1, б).



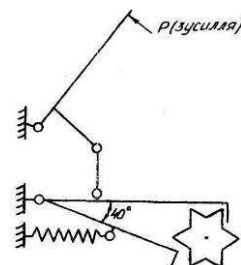
а



б

Рис. 1 – Фіксатор короткого замикання:
а – циферблат; б – зовнішня частина магнітної системи

Працює ФКЗ наступним чином. При проходженні струму по проводу, навколо останнього утворюється магнітне поле, величина якого, залежить від величини струму. При досягненні магнітним потоком величини достатньої для притягування якоря електромагніту, останній притягується, тягнучи за собою храповий механізм (рис. 2).



а



б

Рис. 2 – Обліковий механізм ФКЗ:
а – кінематична схема; б – зовнішній вигляд

Храповик повертається навколо своєї вісі і своїм

© П. Г. Плешков, А. І. Котиш, О. І. Сіріков, 2015

важелем повертає "зірочку" до її упора зубцем в храповик. В цьому положенні механізм фіксатора залишається поки по проводу протікає струм к.з. Після спрацювання релейного захисту і відключення пошкодженої лінії струм припиняється і якір електромагнітна під дією пружини повертається в початкове положення. При цьому храповик своїм другим важелем підіжме "зірочку" до упора зубцем в цей важіль. Тобто "зірочка", а значить і стрілка, повернуться на кут 60° вперед і зафіксуються в цьому положенні, при цьому відбудеться відлік на наступну одиницю.

При розрахунках магнітної системи ФКЗ замкненням магнітного потоку навколо проводу по повітрю, впливом притискного механізму проводу на розподіл магнітного поля та потоками розсіювання знехтувана. Отже, можна вважати, що весь магнітний потік, який створюється проводом замикається по магнітній системі.

Поставлену задачу розрахунку магнітної системи ФКЗ, при зроблених припущеннях, можна звести до класичної задачі розрахунку електромагніту клапанного типу.

Схема електромагнітного механізму ФКЗ представлена на рис. 3.

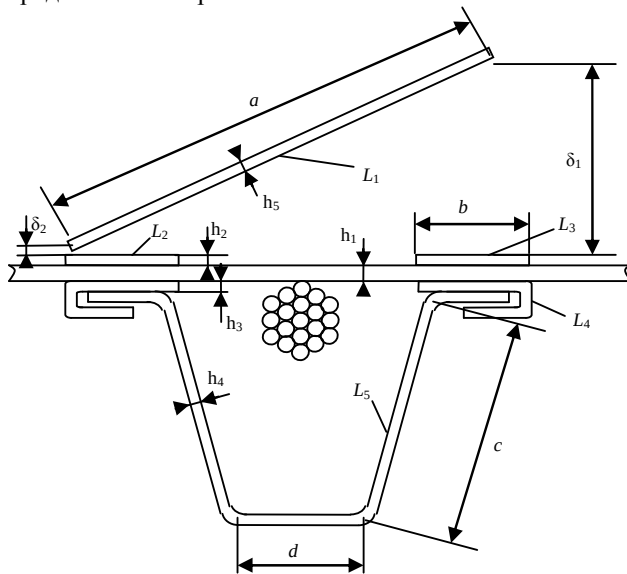


Рис. 3 – Схема електромагнітного механізму ФКЗ

Намагнічуюча сила, що створюється проводом може бути визначена за формулою

$$I\omega = I \cdot N, \quad (1)$$

де I – струм, що протікає по проводу;

N – кількість витків проводу, що охоплюється магнітною системою.

Враховуючи, що ФКЗ конструктивно не передбачає створення декількох витків проводу ($N=1$), то намагнічуюча сила чисельно дорівнює струму, що протікає по проводу $I\omega = I$.

Використовуючи метод Ротерса, розбиваємо весь магнітний потік на прості геометричні фігури. Схема повітряного зазору представлена на рис. 4.

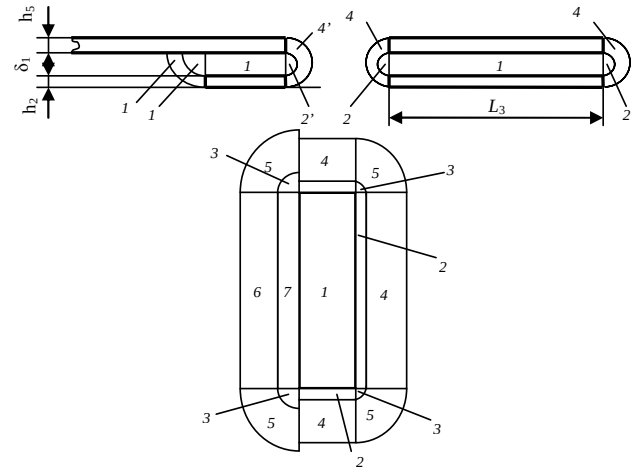


Рис. 4 – Магнітне поле між якорем і пластиною:
1 – прямокутний паралелепіпед розмірами $b \cdot L_3 \cdot \delta_1$;
2 – половина циліндра довжиною b і діаметром δ_1 ;
2' – половина циліндра довжиною L_3 і діаметром δ_1 ; 3 – чверть кулі діаметром $2 \cdot \delta_1$; 3' – чверть кулі діаметром δ_1 ;
4 – половина порожнього циліндру довжиною b , внутрішній діаметр δ_1 , зовнішній діаметр $\delta_1 + 2 \cdot h_2$; 4' – половина порожнього циліндру довжиною L_3 , внутрішній діаметр δ_1 , зовнішній діаметр $\delta_1 + 2 \cdot h_2$; 5 – чверть кульової оболонки діаметром $\delta_1 + 2 \cdot h_2$; 5' – чверть кульової оболонки діаметром $2 \cdot (\delta_1 + 2 \cdot h_2)$; 6 – чверть порожнього циліндра довжиною L_3 із внутрішнім радіусом δ_1 , зовнішнім $\delta_1 + h_2$; 7 – чверть циліндра довжиною L_3 і радіусом δ_1 .

Магнітні провідності знайдемо за наступними формулами:

$$G_1 = \mu_0 b \cdot L_3 / \delta_1, \quad (2)$$

$$G_2 = 0,26 \cdot \mu_0 \cdot b, \quad G'_2 = 0,26 \cdot \mu_0 \cdot L_3 \quad (3)$$

$$G_3 = 0,077 \cdot \mu_0 \cdot \delta_1, \quad G'_3 = 0,154 \cdot \mu_0 \cdot \delta_1 \quad (4)$$

$$G_4 = \mu_0 \frac{2 \cdot b}{\pi \cdot (\delta_1 / h_2 + 1)}, \quad G'_4 = \mu_0 \frac{2 \cdot L_3}{\pi \cdot (\delta_1 / h_2 + 1)} \quad (5)$$

$$G_5 = G'_5 = \mu_0 h_2 / 4 \quad (6)$$

$$G_6 = \mu_0 \frac{2 \cdot L_3}{\pi \cdot (\delta_1 / h_2 + 0,5)} \quad (7)$$

$$G_7 = 0,52 \cdot \mu_0 \cdot L_3 \quad (8)$$

$$G_{\delta 1} = G_1 + 2G_2 + G_2' + 2G_3 + 2G_3' + 2G_4 + G_4' + 4G_5 + G_6 + G_7 \quad (9)$$

Магнітну провідність неробочого зазору визначимо за формулою:

$$G_{\delta 2} = \mu_0 \frac{b \cdot L_2}{\delta_2} \quad (10)$$

Магнітну провідність переходу крізь корпус ФКЗ визначимо за формулою:

$$G_{\delta 3} = \mu_0 \frac{b \cdot L_2}{h_1} \quad (11)$$

Враховуючи, що таких переходів два, то сумарна магнітна провідність визначиться за формулою:

$$G_{\delta 3 \Sigma} = G_{\delta 3} / 2 \quad (12)$$

Порядок побудови вебер-амперної характеристики магнітного кола наступний:

1 Визначають площу перерізу скоби $S_{ск} = h_4 \cdot L_5$.

2 Знаходять довжину ділянки.

3 Задаються декількома значеннями магнітної індукції B у найменшому перерізі.

4 За основними кривими намагнічування для всіх обраних значень індукції B_{cki} знаходять напруженість магнітного поля H_{cki} і падіння магнітного потенціалу на ділянці скоби:

$$F_{cki} = H_{cki} \cdot X, \quad (13)$$

де $X = 2 \cdot c + d$ – довжина осової лінії скоби (рис. 3).

5. Визначають магнітний потік в пластинах, що закріплюють (такий же потік буде й у скобі, оскільки потік на всій ділянці постійний). Для всіх обраних значень індукції

$$\Phi_i = \Phi_{pli} = \Phi_{cki} = B_{cki} \cdot S_{ck}. \quad (14)$$

6. Знаходять магнітну індукцію у пластинах, що закріплюють для всіх отриманих значень потоку

$$B_{pli} = \Phi_i / S_{пл}, \quad (15)$$

де $S_{пл} = b \cdot L_3$ – площа поверхневих пластин, що закріплюють.

7. За основною кривою намагнічування для всіх отриманих значень B_{pli} знаходять напруженість магнітного поля H_{pli} і падіння магнітного потенціалу на ділянці пластин, що закріплюють

$$F_{pli} = H_{pli} \cdot X, \quad (16)$$

де $X = 2(h_2 + h_3)$ – товщина пластин, що прижимають (рис. 3).

8. Падіння магнітного потенціалу

$$F_{1i} = F_{pli} + F_{cki}, \quad (17)$$

Магнітна провідність неробочого повітряного зазору вважається незмінною при всіх положеннях якоря. У цьому випадку можна побудувати результуючу вебер-амперну характеристику для якоря і неробочого повітряного зазору:

1. Знаходимо магнітну індукцію у якорі для всіх отриманих значень потоку

$$B_{яi} = \Phi_i / S_{я}, \quad (18)$$

де $S_{я} = h_5 \cdot L_1$ – площа якоря.

2. За основною кривою намагнічування для всіх отриманих значень $B_{яi}$ знаходять напруженість магнітного поля $H_{яi}$ і падіння магнітного потенціалу на ділянці якоря

$$F_{яi} = H_{яi} \cdot X, \quad (19)$$

де $X = a$ – товщина пластин, що прижимають (рис. 3).

3. Падіння магнітного потенціалу в неробочому повітряному зазорі для різних значень потоків визначаємо за формулою

$$F_{\delta 2} = \Phi_i / G_{\delta 2} \quad (20)$$

4. Падіння магнітного потенціалу в переході крізь корпус ФКЗ для різних значень потоків визначаємо за формулою

$$F_{\delta 3} = \Phi_i / G_{\delta 3 \Sigma} \quad (21)$$

5. Падіння магнітного потенціалу

$$F_{2i} = F_{яi} + F_{\delta 2} + F_{\delta 3}. \quad (22)$$

Електромагнітну силу в робочому повітряному зазорі визначимо за формулою:

$$F_m = \frac{1}{2} \cdot \frac{\Phi_i^2}{\mu_0 \cdot S} \quad (23)$$

де Φ_i – реальний магнітний потік на i -тій ділянці;

S – площа перетину робочого магнітного зазору.

Сумарне падіння магнітного потенціалу визначаємо за формулою:

$$F_{сумi} = F_{1i} + F_{2i}. \quad (24)$$

Вирішуючи графічно рівняння

$$F_{\delta} = I\omega - F_{сум}, \quad (25)$$

будуємо вебер-амперну характеристику робочого повітряного зазору $\Phi = f(F_{\delta})$.

Падіння магнітного потенціалу в робочому зазорі для різних значень потоків визначаємо за формулою

$$F_{\delta 1} = \Phi_0 / G_{\delta 1 \Sigma}. \quad (26)$$

Задаємося значенням магнітного потоку Φ_0 і знаходимо падіння магнітних потенціалів у робочому повітряному зазорі при магнітному потоці, рівному Φ_0 . Через отримані точки і початок координат проводимо прямі до перетинання із кривою $\Phi = f(F_{\delta})$. Опускаючи із точок перетинання перпендикуляри на вісь ординат, отримуємо реальне значення магнітного потоку у робочому повітряному зазорі при відповідних значеннях зазору. Розрахунок тягового зусилля, що діє на якір проводимо за формулою (23).

Графік залежності тягового зусилля від величини робочого магнітного зазору побудований за наведеною вище методикою для дослідного зразка представлений на рис. 5.

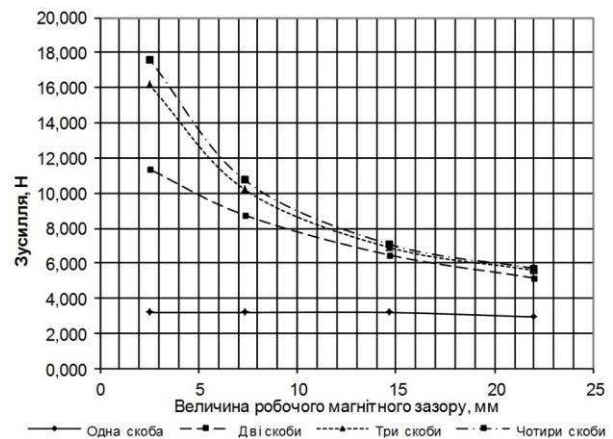


Рис. 5 – Тягова характеристика дослідного зразка ФКЗ при струмі 1000 А

Суть експериментальних досліджень полягає у визначенні порогів спрацьовування пристрою в функції струму та часу в залежності від кількості кріпильних дужок. Роботи проводилися на лабораторному релейному стенді призначеному для перевірки, зняття характеристик і налаштування на задані параметри різних пристроїв релейного захисту, автоматики, електричних апаратів. Для створення магнітного потоку еквівалентного за дією до дії проводу зі струмами к.з. величиною до 3000 А використана котушка індуктивності з магнітним екраном рис. 6.

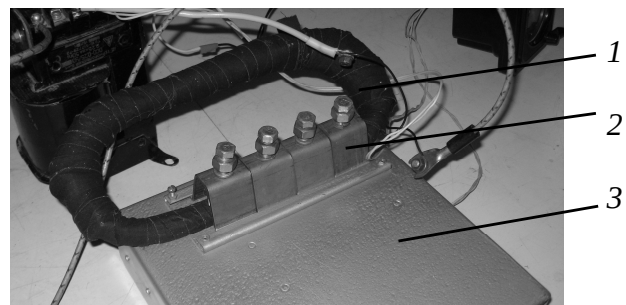


Рис. 6 – Кріплення котушки до пристрою ФКЗ: 1 – котушка індуктивності, 2 – кріпильні дужки, 3 – корпус пристрою

Перший цикл дослідів дозволив отримати залежність струму спрацювання $I_{\text{спр}}$ від кількості дужок (скоб), розміщених на пристрої. Результати зведено в табл. 1.

Таблиця 1 – Результати експериментального дослідження струму спрацювання ФКЗ

№ досліду	4 скоби	3 скоби	2 скоби	1 скоба
	Струм, А			
1	945	1025	1200	1625
2	937,5	1037,5	1200	1600
3	937,5	1012,5	1212,5	1625
Середнє	940	1025	1204	1617

Необхідність проведення другого циклу дослідів викликана потребою побудови часо-струмової характеристики ФКЗ. За результатами дослідження визначено, що максимальний час спрацювання 0,13 с (4 скоби, 950 А), який менший за час спрацювання релейного захисту (0,2 с), а отже ФКЗ спрацює раніше ніж релейний захист відключить струм в ПЛЕ.

Висновки. Підсумовуючи вище зазначене можливо зробити наступні висновки:

1. Зменшити час пошуку місця пошкодження ПЛЕ з глухими відгалуженнями можливо шляхом використання пристроїв ФКЗ, що встановлюються безпосередньо в місці відгалуження.

2. Аналіз існуючих пристроїв ФКЗ для ПЛЕ дозволяє стверджувати, що більшість з них орієнтована на клас напруги 10-35 кВ, в той же час пристрої для напруги 110-150 кВ практично відсутні.

3. Запропонована проста конструкція електро-механічного ФКЗ для класу напруг 110-150 кВ.

4. Розроблена методика розрахунку технічних характеристик ФКЗ для запропонованої конструкції.

5. Проведене експериментальне дослідження дослідного зразка ФКЗ, яке довело придатність запропонованої методики для інженерних розрахунків.

Список літератури: 1. Айзенфельд А.И. Методические указания по определению мест повреждения воздушных линий напряжением 110 кВ и выше с помощью фиксирующих приборов. – М.: Союзтехэнерго, 1989. – 62 с. 2. Айзенфельд А.И., Шалыт Г.М. Определение мест короткого замыкания на линиях с ответвлениями. – М.: Энергоатомиздат, 1988. – 208с. 3. Резниченко Т.П., Олексієнко Б.І. Визначення відстані до місця пошкодження на ЛЕП-110 кВ за методом параметрів аварійного режиму // Енергетика і автоматика. – 2013. – №3. – С. 169-175. 4. Horstmann Navigator – индикаторы короткого замыкания (ИКЗ) воздушных линий: [Електронний ресурс]. – Режим доступу: <http://iron-harry.ua/tovar/1/5/63/> (дата звернення: 02.10.2015). – Назва з екрану. 5. Регистраторы короткого замыкания распределительной ВЛЭП напряжением до 35 кВ ASTROHN-8070, ASTROHN-8080: [Електронний ресурс]. – Режим доступу: <http://www.astrohn.ru/instrument/KZ.html> (дата звернення: 02.10.2015). – Назва з екрану. 6. Устройство для определения места повреждения на линиях электропередачи напряжением 6-35 кВ, 110-750 кВ ИМФ-1Р и ИМФ-3Р: [Електронний ресурс]. – Режим доступу: <http://pek.by/imf-1r/> (дата звернення: 02.10.2015). – Назва з екрану. 7. Плешков П.Г. Орлович А.Ю., Котиш А.І. Фиксатор короткого замыкания // 36. наук. праць Кіровоградського інституту сільськогосподарського машинобудування. – 1997 – С. 42-45.

Bibliography (transliterated): 1. Ajzenfeld A.I. Metodicheskie ukazaniya po opredeleniyu mest povrezhdeniya vozdushnyh liniy na prjazheniem 110 kV i vyshe spomosh'h'ju fiksirujushhih priborov. – Moscow: Sojuztehenergo, 1989. 62 p. Print. 2. Ajzenfeld A.I., Shalyt G.M. Opredelenie mest korotkogo zamykanija nalinijah s otvvetlenijami. – Moscow: Energoatomizdat, 1988. 208 p. Print. 3. Reznichenko T.P., Oleksijenko B.I. Vyznachennya vidstani do misca poshkodzhennya na LEP-110 kV za metodom parametriv avarijnogo rezhymu. Energety'ka i avtomaty'ka. 2013. No 3. 169-175. Print. 4. Horstmann Navigator – indikatory korotkogo zamykanija (IKZ) vozdushnyh liniy: [Elektronnyj resurs]. Rezhym dostupu: <http://iron-harry.ua/tovar/1/5/63/> (data zvernennya: 02.10.2015). Nazva z ekranu. 5. Registratory korotkogo zamykanija raspredelitel'noj VLEP na prjazheniem do 35 kV ASTROHN-8070, ASTROHN-8080: [Elektronnyj resurs]. Rezhym dostupu: <http://www.astrohn.ru/instrument/KZ.html> (data zvernennya: 02.10.2015). Nazva z ekranu. 6. Ustrojstvo dlja opredelenija mesta povrezhdenija na linijah elektropereдачи naprjazheniem 6-35 kV, 110-750 kV IMF-1R i IMF-3R: [Elektronnyj resurs]. Rezhym dostupu: <http://pek.by/imf-1r/> (data zvernennya: 02.10.2015). Nazva z ekranu. 7. Plyeshkov P.G. Orlovych A.Yu., Kotysh A.I. Fiksator korotkogo zamykannya. Zb. nauk. pracz Kirovograd'skogo institutu sil'skogospodarskogo mashynobuduvannya. 1997. 42-45. Print.

Надійшла (received) 08.10.2015



Плешков Петро Григорович – кандидат технічних наук, професор, Кіровоградський національний технічний університет, завідувач кафедри "Електротехнічних систем та енергетичного менеджменту", тел.: (0522) 39-04-61.



Plyeshkov Petro Hryhorovych – Candidate of Technical Sciences (Ph. D.), Full Professor, Kirovohrad, National Technical University, Head at the Department of "Electrical systems and energy management", tel.: (0522) 39-04-61.



Котиш Андрій Іванович – кандидат технічних наук, доцент, Кіровоградський національний технічний університет, заступник завідувача кафедри "Електротехнічних систем та енергетичного менеджменту", тел.: (0522) 39-04-61.

Kotysh Andrey Ivanovich – Candidate of Technical Sciences (Ph. D.), Docent, Kirovohrad, National Technical University, Vice Head at the Department of "Electrical systems and energy management", tel.: (0522) 39-04-61.



Сіріков Олександр Іванович – кандидат технічних наук, доцент, Кіровоградський національний технічний університет, доцент кафедри "Електротехнічних систем та енергетичного менеджменту", тел.: (0522) 39-04-61; e-mail: asirikov@i.ua

Sirikov Aleksandr Ivanovich – Candidate of Technical Sciences (Ph. D.), Docent, Kirovohrad, National Technical University, Associate Professor at the Department of "Electrical systems and energy management", tel.: (0522) 39-04-61; e-mail: asirikov@i.ua

В. Ф. БОЛЮХ, С. В. ОЛЕКСЕНКО**ПАРАМЕТРИЧЕСКИЙ СИНТЕЗ И АНАЛИЗ ЭФФЕКТИВНОСТИ МНОГОСЕКЦИОННОГО
ЛИНЕЙНОГО ИНДУКЦИОННО-ДИНАМИЧЕСКОГО УСКОРИТЕЛЯ С НАРУЖНЫМ ЭКРАНОМ**

Разработана компьютерная модель многосекционного линейного индукционно-динамического ускорителя (ЛИДУ) массивного исполнительного элемента, которая учитывает взаимосвязанные электромагнитные, механические и тепловые процессы. Синтезированы параметры многосекционного ЛИДУ, обеспечивающего максимальную эффективность при минимальном уровне магнитных полей рассеяния. Проведен анализ многосекционных ЛИДУ при отсутствии экрана, с использованием ферромагнитного (ФЭ) и комбинированного экрана. Наименьшая скорость обеспечивается ЛИДУ без экрана, а наибольшая – при использовании ФЭ. ВЛИДУ без экрана уровень полей рассеяния в 1,6 раза ниже, чем в односекционном ускорителе с ФЭ. При наличии ФЭ уровень полей рассеяния в ЛИДУ уменьшается в 2,3 раза, а при наличии комбинированного экрана – в 7,2 раза.

Ключевые слова: линейный индукционно-динамический ускоритель, многосекционный ЛИДУ, электромагнитные, механические и тепловые процессы, ферромагнитный и комбинированный экраны.

Вступление. Линейный индукционно-динамический ускоритель (ЛИДУ) применяется для высокоскоростного разгона массивного исполнительного элемента (ИЭ) до высокой скорости на коротком активном участке [1]. В качестве импульсного источника питания в этих ускорителях, как правило, используется емкостной накопитель энергии (ЕНЭ).

При возбуждении неподвижного индуктора от ЕНЭ в электропроводящем якоре индуцируется импульсный ток, взаимодействие которого с магнитным полем индуктора приводит к возникновению электродинамических усилий (ЭДУ), под действием которых осуществляется линейное перемещение якоря с массивным ИЭ.

Интерес представляют коаксиальная конфигурация ЛИДУ, в которой якорь с ИЭ линейно перемещается относительно индуктора сквозь его внутреннюю полость. Такая пролетная конфигурация ЛИДУ может эффективно использоваться для дополнительного ускорения якоря с ИЭ, предварительно ускоренного неэлектромагнитными силами, например химическими, пневматическими, гидравлическими и др.

Особый интерес представляет ЛИДУ пролетной конфигурации, в котором обеспечивается последовательное возбуждение по ходу движения якоря секций индуктора, распределенных в пространстве вдоль оси перемещения. Однако при этом практически не исследованы вопросы оптимального распределения энергии между секциями ЕНЭ, которые обеспечивают питание секций индуктора, и моменты их подключения в зависимости от положения ускоряемого якоря. Поскольку в ЛИДУ пролетной конфигурации возникают сильные импульсные поля, то возникает вопрос по выбору конструкции наружного экрана.

Анализ литературы. ЛИДУ, обеспечивающие разгон массивных ИЭ до высокой скорости, применяются во многих областях науки и техники [1]. Для авиационной, ракетно-космической и оборонной техники разрабатываются пусковые устройства и ускорители массивных объектов [2, 3]. ЛИДУ используются для ударно-конденсаторной сварки, импульсной штамповки, клепально-сборочных работ, для электро-

динамической сепарации и измельчения порошков, для магнитно-импульсного уплотнения порошков входящих в композитные составы и др. [4-6]. Для исследования микрометеоритных ударов на космические или ответственные наземные объекты используются научно-технологические пусковые установки [7-8]. Высокоскоростные устройства применяются в быстродействующей клапанной и коммутационной аппаратуре, в защитных электрических аппаратах, в топливной аппаратуре, в испытательных комплексах для проверки ответственных изделий на ударные нагрузки и т.д. [9-11]. ЛИДУ применяются для очистки вагонов, трюмов, фильтров и иных емкостей от остатков продуктов и налипших материалов, в противообледенительных системах самолетов, ЛЭП и иных ответственных объектов [12]. Перспективными сферами использования ЛИДУ являются устройства дополнительного ускорения подвижных объектов, защита помещений и ответственных объектов от нежелательного в них проникновения, уничтожение информации на цифровых носителях при несанкционированном доступе, баллистическая гравиметрия и др. [13-15].

На основе анализа можно выделить дисковую и пролетную конфигурацию ЛИДУ. В дисковой конфигурации ЛИДУ якорь представляет собой электропроводящий диск, индукционно взаимодействующий с дисковым индуктором. Такой ЛИДУ имеет относительно малые аксиальные и значительные радиальные размеры. Вся энергия ЕНЭ разряжается на индуктор в начале рабочего процесса, вследствие чего магнитный и силовой импульсы достигают больших величин. При этом радиальные размеры ИЭ не ограничены.

В пролетной конфигурации ЛИДУ якорь представляет собой электропроводящий цилиндр, который перемещается во внутренней полости секций индуктора. Как правило, секции индуктора выполняются в форме вытянутых полых цилиндров, каждая из которых возбуждается от соответствующей секции ЕНЭ при определенном положении движущегося якоря. ЛИДУ пролетной конфигурации имеет относительно большие аксиальные и незначительные радиальные размеры. Энергия ЕНЭ последовательно порционно

подається на секції індуктора, внаслідок чого магнітні і силові імпульси виникають в різні моменти часу, не досягаючи великих значень. При цьому радіальні розміри ІЕ обмежені діаметром внутрішньої порожнини секцій індуктора.

Ураховуючи значительний рівень імпульсних магнітних полів, в ЛІДУ необхідно використовувати зовнішній екран, що забезпечує зменшення полого розсіювання в оточуюче середовище. Необхідно врахувати, що тонкостінний електропровідний екран зменшує, а ферромагнітний екран (ФЕ) – посилює магнітні поля в активній зоні прискорювача. ФЕ для ефективного функціонування в імпульсних магнітних полях повинен мати мінімальну електропровідність, що реалізується виконанням його, наприклад з магнітодіелектрика [16].

В якості імпульсного джерела цілорозумно використовувати ЕНД з електронною схемою, формуючою апериодичний імпульс струму в індукторі (індуктор шунтований зворотним діодом), що дозволяє застосовувати електролітичні конденсатори з високими удільними параметрами [17].

Ціль роботи полягає в синтезі параметрів і аналізі ефективності багатосекційного коаксіального ЛІДУ пролітної конфігурації з зовнішнім екраном.

Математична модель ЛІДУ. Для розрахунків робочих процесів ЛІДУ проведено комп'ютерне моделювання в програмному пакеті *COMSOL Multiphysics 4.4*, заснованому на диференціальних рівняннях в частинних похідних, в основу якого закладено метод кінцевих елементів. Вказані перетворювачі мають осеву симетрію, що дозволяє використовувати двохмерну осесиметричну математичну модель [18].

Електромагнітний процес описаний системою диференціальних рівнянь в системі координат (rz) в залежності від комплексного векторного магнітного потенціалу $\bar{A} = (\bar{A}_r, \bar{A}_{\phi}, \bar{A}_z)$:

для немагнітних матеріалів:

$$\sigma \cdot \frac{\partial \bar{A}}{\partial t} + \frac{1}{\mu_0} \cdot \nabla \times (\mu_0^{-1} \cdot \mu_r^{-1} \cdot \bar{B}) - \sigma \cdot \bar{V} \times \bar{B} = \bar{j}_e, \quad (1)$$

для ферромагнетиків:

$$\sigma \cdot \frac{\partial \bar{A}}{\partial t} + \frac{1}{\mu_0} \cdot \nabla \times \bar{H} - \sigma \cdot \bar{V} \times \bar{B} = \bar{j}_e, \quad (2)$$

$$\text{індукція магнітного поля } \bar{B} = \nabla \times \bar{A}, \quad (3)$$

напруженість магнітного поля для ФЕ

$$\bar{H} = f(\bar{B}), \quad (4)$$

де σ – електрична провідність, адаптивно враховуюча поточну температуру матеріалу;

μ_0, μ_r – абсолютна і відносна магнітна проникність;

V – швидкість якоря з ІЕ;

j_e – густина струму в вузлі.

Рівняння (1) для багатовиткового індуктора можна представити наступним чином

$$\sigma \cdot \frac{\partial \bar{A}}{\partial t} + \frac{1}{\mu_0} \cdot \nabla \times (\mu_0^{-1} \cdot \mu_r^{-1} \cdot \bar{B}) - \sigma \cdot \bar{V} \times \bar{B} = \frac{i_1 \cdot N}{S_1}, \quad (5)$$

де i_1 – струм в індукторі;

N – кількість витків індуктора;

S_1 – переріз витка індуктора.

Значення аксіальних електродинамічних сил, діючих на якорь, визначається за допомогою тензора напруження Максвелла (T) :

$$\bar{f}_z = 2 \cdot \pi \cdot r \int_{\Omega} \bar{n} \cdot T ds; \quad (6)$$

де $\bar{n}$ – вектор зовнішньої нормалі до поверхні інтегрування Ω .

Система рівнянь (1)-(6) містить початкові умови:

$$\bar{A}_{t=0}(\bar{A}_r, \bar{A}_z) = \bar{A}(0,0) \quad (7)$$

і граничні умови:

$$\bar{n} \times \bar{A} = 0. \quad (8)$$

Спротивлення середовища для прискорюваного якоря з ІЕ описується рівнянням Нав'є-Стокса для рухомого поля $\bar{u} = (u, v)$ і тиском p для деформованої рухомої системи координат:

$$\rho \frac{d\bar{u}}{dt} - \nabla \left[-p\bar{I} + \eta \left(\nabla \bar{u} + (\nabla \bar{u})^T \right) \right] + \rho \left((\bar{u} - \bar{u}_m) \nabla \right) \bar{u} = \bar{F}; \quad (9)$$

$$-\nabla \cdot \bar{u} = 0; \quad (10)$$

де $\bar{I}$ – одинична діагональна матриця;

$\bar{F}$ – об'ємна сила, діюча на середовище;

u_m – координатна швидкість системи;

P – густина середовища.

Структурні зміни твердого тіла описуються за допомогою еластичної і нелінійної деформації згідно з рівнянням:

$$\bar{F}_T = -\bar{n} \cdot \left(-p\bar{I} + \eta \left(\nabla \bar{u} + (\nabla \bar{u})^T \right) \right), \quad (11)$$

де $\bar{n}$ – вектор зовнішньої нормалі.

Система рівнянь (9)-(11) містить початкові умови:

$$\bar{u} = 0, \frac{d\bar{u}}{dt} = 0, p = 0 \quad (12)$$

і граничні умови:

$$\bar{u} = 0. \quad (13)$$

Теплові процеси в ЛІДУ описуються рівнянням:

$$\rho_m C_p \frac{dT}{dt} + \rho_m C_p \bar{u} \cdot \nabla T = \nabla \cdot (k \nabla T) + Q, \quad (14)$$

де C_p – теплоємність;

ρ_m – густина матеріалу;

T – температура;

Q – енергія тепловиділення;

k – теплопровідність.

Рівняння (14) містить початкову умову:

$$T = T_0 \quad (15)$$

і граничні умови:

$$-\bar{n} \cdot (-k \nabla T) = 0, \quad (16)$$

де T_0 – температура оточуючого середовища.

Розв'язок системи рівнянь (1)-(16) отримано методом BDF (backward differentiation formula) з фік-

сированным шагом по времени и использованием решателя PARDISO.

Постановка задачи параметрического синтеза многосекционного ЛИДУ пролетной конфигурации. Рассмотрим четырехсекционный ЛИДУ, у которого индуктор (индекс 1) содержит начальную дисковую секцию (а) и три последующие полые цилиндрические секции (b, c, d). Якорь (индекс 2) ускорителя выполнен в виде полого цилиндра с основанием, обращенным к дисковой секции индуктора. Секции индуктора могут быть охвачены наружным экраном. Этот экран может быть ФЭ (индекс 3) или комбинированным. Последний состоит из ФЭ, охваченного снаружи электропроводящим экраном (индекс 4) [19].

Основные параметры ЛИДУ:

Геометрические параметры i -й секции индуктора: внешний диаметр D_{ex-i} , внутренний диаметр D_{in-i} и высота H_i , площадь сечения медной шины S_i , количество витков N_i .

Геометрические параметры якоря: внешний диаметр D_{ex2} , внутренний диаметр цилиндрической стенки D_{in2} , внутренний диаметр основания D_{in2-2} , высота цилиндрической стенки H_2 и высота основания H_{2-2} .

Геометрические параметры наружного экрана: высота дискового основания H_{3a} , высота внутренней обечайки для дисковой секции индуктора H_{3b} , высота внешней обечайки H_{3c} , внешний D_{ex3a} и внутренний D_{in3a} диаметры основания, внешний D_{ex3b} и внутренний D_{in3b} диаметры внутренней обечайки, внешний D_{ex3c} и внутренний D_{in3c} диаметры внешней обечайки. ФЭ 3 выполнен из магнитоэлектрика с магнитными свойствами стали Ст. 10. Электропроводящий экран 4 выполнен из технической меди.

Параметры ЕНЭ: емкость C_i и зарядное напряжение U_{0i} i -ой секции ЛИДУ.

Для параметрического синтеза многосекционного ЛИДУ используем постоянные, зависимые и варьируемые параметры при заданных ограничениях, которые обеспечивают основные показатели работы.

Постоянные параметры: масса ИЭ $m_e=0,104$ кг; общая энергия ЕНЭ $E=180$ Дж; коэффициент заполнения секций индуктора $K_v=0,88$, $D_{ex2}=6$ мм, $D_{in2}=4$ мм, $D_{in2-2}=1$ мм, $H_2=11$ мм, $H_{2-2}=2$ мм, индукция магнитного поля рассеяния $B<0,4$ Тл на заданной границе (граница расчета магнитного поля рассеяния в радиальном направлении составляет 18 мм, в аксиальном – 9 мм от основания).

Зависимые параметры:

$$N_{1-i} = \left\lfloor 0,5(D_{ex1-i} - D_{in1-i})H_{1-i}K_vS_i^{-1} \right\rfloor; \quad (17)$$

$$D_{in3c} = \max_{i=1}^4(D_{ex-i}); \quad (18)$$

$$D_{ex3b} = D_{ex-1}; \quad (19)$$

Ограничения варьируемых параметров: $D_{ex-i}<18$ мм; $D_{ex3b}<18$ мм; $D_{ex3c}<18$ мм; $D_{in-i}<D_{ex-i}$; $H_1<18$ мм; $H_{3a}<9$ мм; $H_{3b}<3\cdot18$ мм; $D_{ex3b}>D_{in3b}$; $D_{ex3c}>D_{in3c}$.

Основные показатели работы: максимальное значение скорости на выходе ускорителя V и усредненное значение магнитного поля рассеяния B на границе расчета.

Для выбора параметров многосекционного ЛИ-

ДУ использован метод Нелдера-Мида [20].

Рассмотрим многосекционные ЛИДУ-1 без наружного экрана, ЛИДУ-2 с ФЭ и ЛИДУ-3 с комбинированным экраном. В качестве базового варианта используем односекционный ЛИДУ-0 с ФЭ (рис.1).

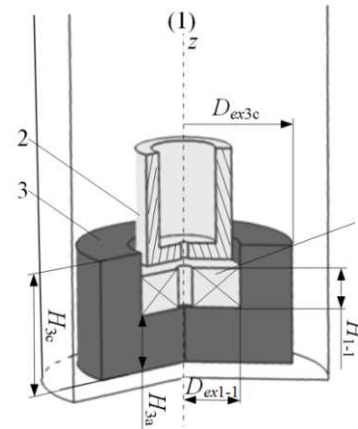


Рис. 1 – Конфигурация базового варианта ЛИДУ-0

На рис. 2 представлены конфигурации и указаны геометрические параметры многосекционных ЛИДУ. На рис. 2 ФЭ выделен темным тоном. Индуктор 1 состоит из начальной дисковой секции а и трех последующих секций b, c, d, выполненных в форме полых цилиндров. Якорь 2 выполнен в форме стакана (цилиндрическая стенка с основанием). ФЭ 3 охватывает секции индуктора, а электропроводящий экран 4 – охватывает ФЭ с наружной поверхности.

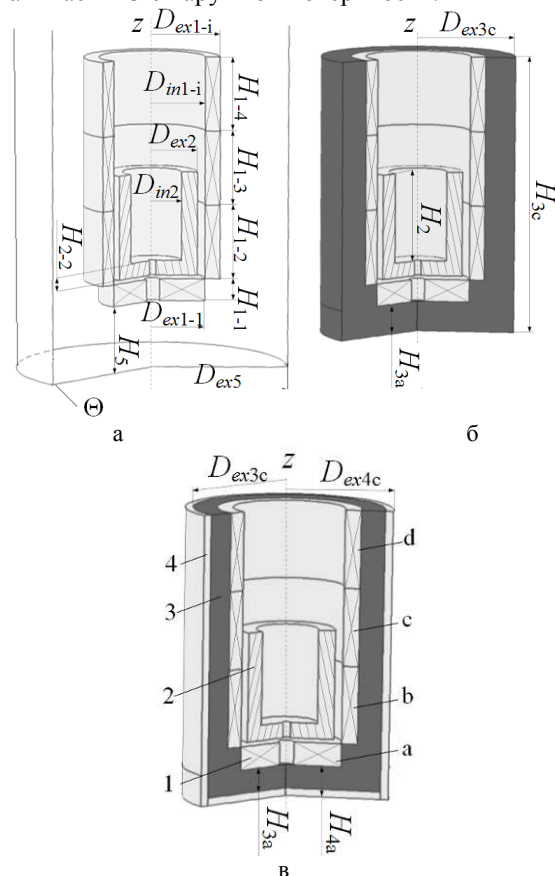


Рис. 2 – Геометрические параметры многосекционных ЛИДУ: а – ЛИДУ-1, б – ЛИДУ-2, в – ЛИДУ-3; Θ – расчетная область поля рассеяния

В табл. 1 представленны параметры синтезированных секций ЕНЭ и индуктора многосекционных ЛИДУ. Индуктор базового варианта ЛИДУ-0 выполнен с параметрами $N=25$, $S=1,0 \text{ мм}^2$ и возбуждается от ЕНЭ с $U_0=600 \text{ В}$, $C=1000 \text{ мкФ}$.

Таблица 1– Параметры секций ЕНЭ и индуктора многосекционных ЛИДУ

Параметр	Секция индуктора			
	a	b	c	d
$U_{0i}, \text{ В}$	400	600	600	800
$C_{i2}, \text{ мкФ}$	400	272	272	155
$N_i, \text{ шт}$	18	35	35	26
$S_i, \text{ мм}^2$	0,88	0,50	0,50	0,66

В многосекционных ЛИДУ параметры средних секций **b** и **c** индуктора и ЕНЭ одинаковы, в то время как параметры начальной **a** и конечной **d** секций существенно отличаются. В начальной секции **a** индуктора емкость ЕНЭ наибольшая (400 мкФ), а его напряжение – наименьшее (400 В); число витков этой секции наименьшее (18), а сечение провода – наибольшее (0,88 мм²). В конечной секции **d** индуктора емкость ЕНЭ наименьшая (155 мкФ), а его напряжение – наибольшее (800 В); число витков этой секции наибольшее (26), а сечение провода – наименьшее (0,66 мм²).

На рис. 3 представлено изменение скорости ИЭ на протяжении рабочего процесса для базового и многосекционных ЛИДУ. После каждого силового импульса, возникающего при возбуждении соответствующей секции индуктора, наблюдается некоторое снижение скорости. Это объясняется, в основном, наличием тормозной электродинамической силы, обусловленной более коротким импульсом индуцированного тока в якоре, по сравнению с током секции индуктора.

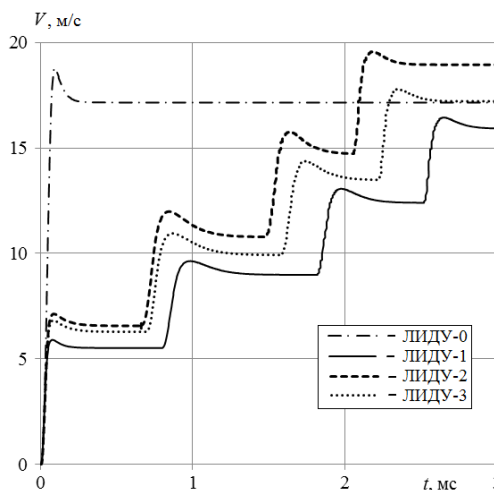


Рис. 3 – Изменение скорости якоря с ИЭ в течение рабочего процесса ЛИДУ

В базовом варианте ЛИДУ-0 возникает короткий и мощный силовой импульс в начале рабочего процесса, вызывающий повышение скорости якоря с ИЭ до 18 м/с за 0,1 мс. В многосекционных ЛИДУ скорость якоря с ИЭ возрастает последовательно по мере

перемещения якоря и возбуждения последующих секций индуктора от секций ЕНЭ. На выходе из ускорителя его скорость существенно зависит от наружного экрана. Наименьшая скорость обеспечивается ЛИДУ-1 без экрана, а наибольшая – ЛИДУ-2 с ФЭ. При этом ЛИДУ-3 с комбинированным экраном обеспечивает такую же скорость, как и базовый вариант ЛИДУ-0.

В табл. 2 представлены параметры эффективности ЛИДУ, получаемые после последовательного возбуждения каждой секции индуктора (**a-d**), так и результирующую эффективность (Σ) ускорителя.

Таблица 2 – Эффективность ЛИДУ $\eta, \%$

Ускоритель	a	b	c	d	Σ
ЛИДУ-0	8,65	-	-	-	8,65
ЛИДУ-1	4,95	5,35	7,75	10,38	7,32
ЛИДУ-2	6,74	7,98	10,56	14,79	10,35
ЛИДУ-3	6,28	6,41	8,86	12,05	8,60

Эффективность ЛИДУ оцениваем соотношением:

$$\eta = (m_2 + m_e) \cdot V^2 C^{-1} U_0^{-2}. \quad (20)$$

где m_2 – масса якоря.

Как видно из полученных данных, наименьшую эффективность обеспечивает начальная секция индуктора **a**. При этом эффективность каждой последующей секции индуктора возрастает. На выходе ЛИДУ-2 развивается наибольшая скорость ИЭ 18,9 м/с, что обеспечивает эффективность 10,31 %. Для ЛИДУ-3 конечная скорость и эффективность составляют, соответственно 17,3 м/с и 8,58 %, что практически совпадает с показателями базового ЛИДУ-0. ЛИДУ-1 развиваются наиболее низкие показатели скорости и эффективности, составляющие, соответственно 15,9 м/с и 7,31 %.

Эффективность многосекционного ЛИДУ существенно зависит от конструкции его наружного экрана. Так при отсутствии экрана результирующая эффективность ЛИДУ-1 ниже, чем эффективность базового варианта ЛИДУ-0, в то время как при наличии ФЭ эффективность ЛИДУ-2 – заметно выше.

Наружный экран, помимо влияния на эффективность ЛИДУ, существенно влияет на магнитные поля рассеяния. На рис. 4 представлено изменение усредненного уровня полей рассеяния на поверхности расчетной области во время рабочего процесса для исследуемых типов ЛИДУ.

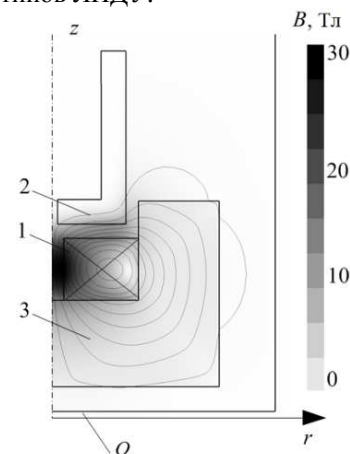


Рис. 4 – Распределение магнитных полей в ЛИДУ-0 в момент максимума ЭДУ

Очевидно, что наибольшие поля рассеяния возникают в базовом варианте ЛИДУ-0, где действует один мощный импульс возбуждения индуктора в начале рабочего процесса. На рис. 4 показано распределение магнитных полей в ЛИДУ-0 в момент максимума ЭДУ, действующих между индуктором 1 и якорем 2 при наличии ФЭ 3. Указанный уровень импульсных магнитных полей в активной зоне ЛИДУ-0 существенно превышает уровень магнитного поля насыщения ФЭ. Более того, при таком уровне магнитных полей возможны серьезные проблемы, связанные с механической надежностью, прежде всего, многovitкового индуктора, на внутренней поверхности которого возникают максимальные поля.

Важнейшим фактором снижения величины магнитного поля рассеяния является уменьшение величины токовых импульсов. Так, в ЛИДУ-1, в котором отсутствует наружный экран, уровень максимальных полей рассеяния 1,6 раза ниже, чем в базовом варианте ЛИДУ-0 с ФЭ. Еще большее снижение полей рассеяния обеспечивается при наличии экрана. Так, в ЛИДУ-2 по сравнению с базовым вариантом максимальный уровень полей рассеяния уменьшается в 2,3 раза, а в ЛИДУ-3 – в 7,2 раза. Для всех многосекционных ЛИДУ наибольшее импульсное значение магнитного поля возникает во время работы первой секции индуктора **а**. При возбуждении последующих секций индуктора уровень магнитных полей рассеяния уменьшается (табл. 3). Магнитные поля рассеяния имеют форму аperiodических импульсов с коротким передним и удлиненным задним фронтом (рис. 5).

Таблица 3 – Максимальные значения индукции магнитного поля рассеяния ЛИДУ, Тл

Ускоритель	а	б	с	д
ЛИДУ-0	0,72	-	-	-
ЛИДУ-1	0,44	0,35	0,34	0,36
ЛИДУ-2	0,31	0,20	0,19	0,21
ЛИДУ-3	0,10	0,09	0,07	0,07

Таким образом, принимая во внимание эффективность ускорителя и уровень магнитных полей рассеяния предпочтение отдается многосекционному ЛИДУ-3 с комбинированным экраном.

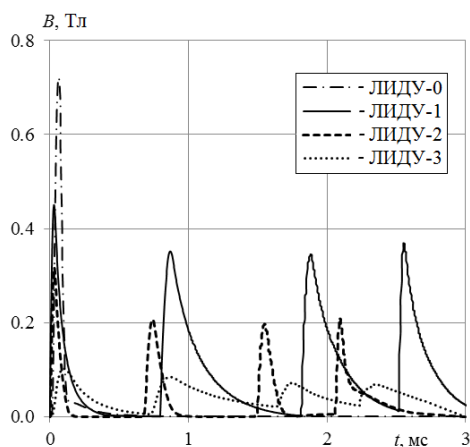


Рис. 5 – Изменение уровня полей рассеяния во время рабочего процесса ЛИДУ

Анализ результатов работы ЛИДУ-3. Рассмотрим электро-механические и магнитные процессы многосекционного ЛИДУ-3. На рис. 6 показано изменение плотностей тока в якоре (**Я**) и секциях индуктора (**а, б, с, д**) ЛИДУ-3. Смежные секции индуктора возбуждаются импульсами противоположной полярности. Поскольку каждая секция индуктора, подключаемая к соответствующей секции ЕНЭ, шунтирована диодом, то при возбуждении последующей секции индуктора в также ней наводится ток. Применение чередующегося полярности секций ЕНЭ для возбуждения смежных секций индуктора позволяет добиться эффекта, при котором величина тока в последующей секции индуктора больше, чем в предыдущей секции. Таким образом, компенсируется негативное тормозное воздействие на якорь последующей секции индуктора.

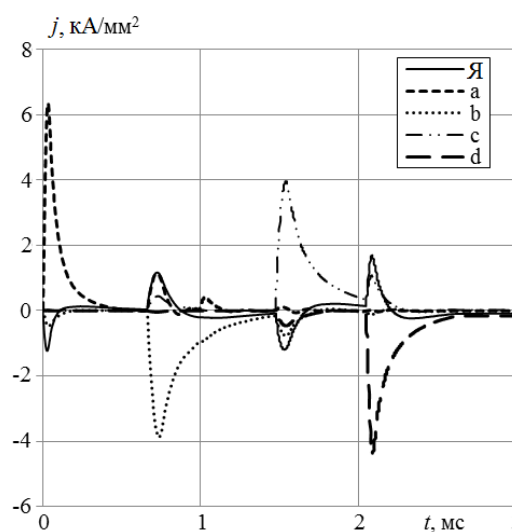


Рис. 6 – Изменение плотностей тока в якоре (Я) и секциях индуктора (а-д) ЛИДУ-3

Наибольшая величина плотности тока возбуждается в начальной секции индуктора **а**. Секция индуктора **б** возбуждается плотностью тока уменьшенной примерно на треть. После чего в последующих секциях индуктора плотность тока несколько возрастает. При этом можно отметить, что в якоре **Я** импульс тока имеет противоположную полярность к соответствующей секции индуктора. Однако длительность такого импульса более чем в 2 раза короче импульса секции индуктора. После этого ток в якоре, меняя полярность, плавно затухает.

На рис. 7 показаны силовые и магнитные характеристики ЛИДУ-3. В качестве силовых характеристик показаны величина f_z и импульс F_z ЭДУ, а в качестве магнитной характеристики – поле рассеяния B на расчетной поверхности ЛИДУ. Вследствие изменения полярности токов в якоре величина ЭДУ после короткого и мощного положительного (толкающего) импульса, сила принимает отрицательное (тормозное) значение значительно меньшей величины. При этом величина первого импульса ЭДУ f_z примерно в 4 раза превышает величину последующих импульсов.

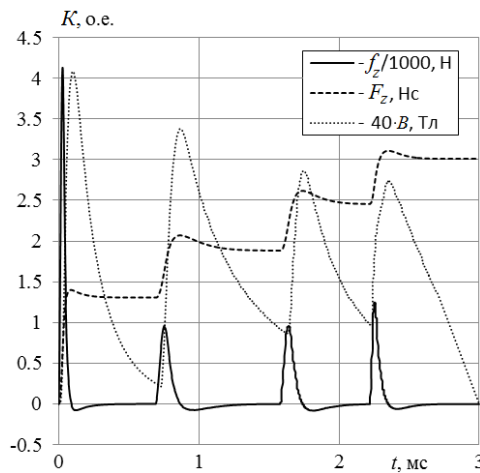


Рис. 7 – Силовые и магнитные характеристики ЛИДУ-3

Каждый из силовых импульсов повышает величину импульса ЭДУ F_z . Некоторое уменьшение импульса ЭДУ обусловлено наличием тормозных ЭДУ. Можно отметить, что величины импульсов полей рассеяния B последовательно уменьшаются, не уменьшаясь до нуля между возбуждением смежных секций индуктора.

На рис. 8 показано распределение плотностей тока в активных элементах ЛИДУ-3 в различные моменты времени, при которых импульсы ЭДУ максимальны. При возбуждении последующей секции индуктора в предыдущей секции сохраняется ток. Более того, ток наводится в части наружного электромагнитного экрана 4, находящейся напротив возбуждаемой секции индуктора. В якоре 2 наибольшая плотность тока наводится в угловой части, смежной с цилиндрическим участком и плоским основанием.

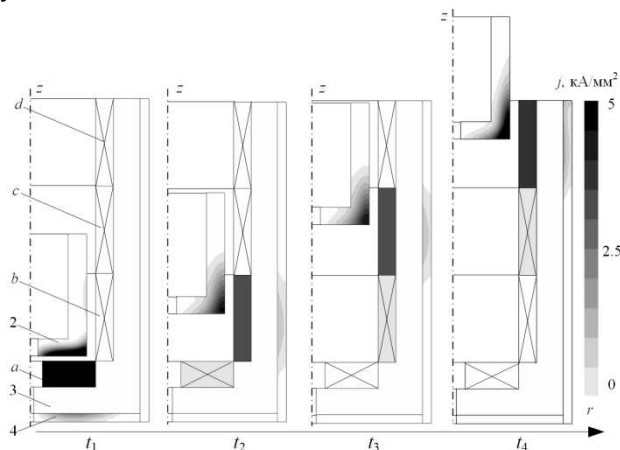


Рис. 8 – Распределение плотностей тока в активных элементах ЛИДУ-3 в различные моменты времени

На рис. 9 показаны распределения магнитных полей в активной зоне ЛИДУ-3 для представленных на рис.8 моментов времени. Наибольшие уровни магнитных полей (~15 Тл) создаются при возбуждении начальной секции **a** индуктора в момент t_1 .

Наружный электромагнитный экран практически полностью экранирует поле рассеяния. При возбуждении последующих секций индуктора **b**, **c**, **d** возбуждаются меньшие уровни магнитных полей, максимальные значения которых не превышают 8-9 Тл.

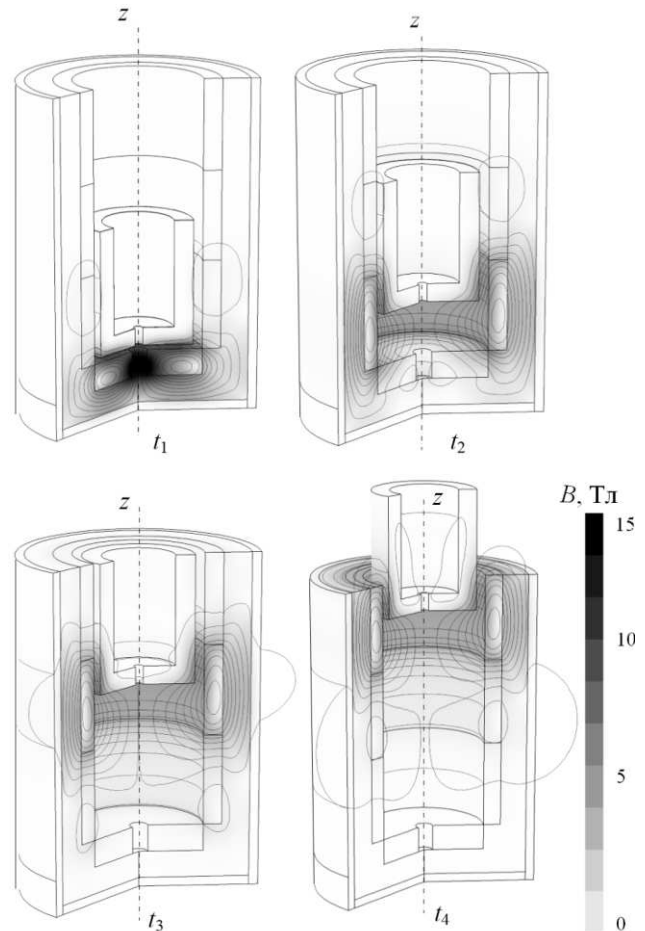


Рис. 9 – Распределение магнитных полей в ЛИДУ-3 в различные моменты времени

Таким образом, для уменьшения магнитных полей рассеяния наиболее эффективен комбинированный экран. Эффективность такого экрана обусловлена тем, что магнитные поля в основном экранируются ФЭ. Но поскольку ФЭ при этом находится в состоянии насыщения, то проходящие через него магнитные поля дополнительно экранируются индуцированными токами в электропроводящем экране.

Выводы. На основании математической модели разработана компьютерная модель многосекционного линейного индукционно-динамического ускорителя массового ИЭ, которая учитывает взаимосвязанные электромагнитные, механические и тепловые процессы. Проведен синтез параметров многосекционного ЛИДУ, обеспечивающего максимальную эффективность при минимальном уровне магнитных полей рассеяния.

Проведен анализ эффективности ЛИДУ при отсутствии наружного экрана, с использованием ФЭ и комбинированного экрана. Наименьшая скорость обеспечивается ускорителем без экрана, а наибольшая – при использовании ФЭ. В ЛИДУ без экрана уровень максимальных полей рассеяния 1,6 раза ниже, чем в односекционном ускорителе с ФЭ. При наличии ФЭ уровень полей рассеяния уменьшается в 2,3 раза, а при наличии комбинированного экрана – в 7,2 раза. В многосекционных ускорителях наибольшее значение магнитного поля возникает во время работы первой секции индуктора.

Список литературы: 1. Болюх В.Ф., Щукін І.С. Линейные индукционно-динамические преобразователи. – Saarbrücken, Germany: LAP Lambert Academic Publishing – 2014. – 496 с. (<https://www.lap-publishing.com>). 2. Fair H.D. Electromagnetic launch science and technology in the United States enters a new era // *IEEE Trans. Magnetics*. – 2005. – № 1, Vol. 41. – P. 158-164. 3. Reck B. First design study of an electrical catapult for unmanned air vehicles in the several hundred kilogram range // *IEEE Trans. Magnetics*. – 2003. – № 1, Vol. 39. – P. 310-313. 4. Стрижаков Е.Л., Нескоромный С.В., Меркулов Р.В. Ударная конденсаторная сварка с магнитно-импульсным приводом // Сварочное производство. – 2009. – № 2. – С. 33-35. 5. Bolyukh V.F., Luchuk V.F., Rassokha M.A., Shchukin I.S. High-efficiency impact electromechanical converter // *Russian electrical engineering*. – 2011. – Vol. 82, № 2. – P. 104-110. 6. Туманов И.Е. Параметрический электромагнитный возбудитель низкочастотных механических колебаний для систем контроля, измерения и дозирования массы многофракционных жидких продуктов // *Электротехника*. – 2013. – № 8. – С. 48-52. 7. Upshaw J.L., Kajs J.P. Micrometeoroid impact simulations using a railgun electromagnetic accelerator // *IEEE Trans. Magnetics*. – 1991. – № 1, Vol. 27. – P. 607-610. 8. Косцов Э.Г. Микроэлектромеханический ускоритель твердотельных объектов // *Автоматика*. – 2012. – Т. 48, № 4. – С. 93-103. 9. Bolyukh V.F., Katkov I.I. Cryogenic cooling system "Krioblast" increased efficiency and lowered the operation time of protective electrical induction-induced devices // *Proceedings of the ASME 2013 International Mechanical Engineering Congress and Exposition*. – Volume 8 B, 2013. – November 15-21, 2013. – San Diego, CA, USA. – Code105847. – 10 pgs. 10. Bissal A., Magnusson J., Engdahl G. Comparison of two ultra-fast actuator concept // *IEEE Trans. Magnetics*. – 2012. – Vol. 48, №11. – P. 3315-3318. 11. Татмышевский К.В., Козлов С.А. Магнитно-импульсные установки для испытаний изделий авиакосмической техники на ударные воздействия // *Авиакосмическое приборостроение*. – 2005. – № 12. – С. 52-57. 12. Тюткин В.А. Магнитно-импульсный способ разрушения сводов и очистки технологического оборудования от налиплих материалов // *Электротехника*. – 2002. – № 11. – С. 24-28. 13. Chemerys V.T., Bolyukh V.F., Mashtalir V.V. The project analysis of induction thruster parameters for the field mortaring // *Сучасні інформаційні технології у сфері безпеки та оборони*. – 2010. – № 1 (7). – С. 22-28. 14. Болюх В.Ф., Марков А.М., Лучук В.Ф., Щукін І.С. Устройство защиты компьютерной информации от несанкционированного доступа на основе индукционно-динамического двигателя // *Электротехника і електромеханіка*. – 2008. – № 2. – С. 5-10. 15. Bolyukh, V.F., Vinnichenko A.I. Concept of an induction-dynamic catapult for a ballistic laser gravimeter // *Measurement Techniques*. – 2014. – № 1, Vol. 56. – Issue 10. – P. 1098-1104. 16. Болюх В.Ф., Олексенко С.В. Влияние параметров ферромагнитного экрана на эффективность линейного индукционно-динамического преобразователя // *Электротехника*. – 2015. – № 7. – С. 66-72. 17. Bolyukh V.F., Shchukin I.S. The thermal state of an electromechanical induction converter with impact action in the cyclic operation mode // *Russian electrical engineering*. – 2012. – Vol. 83, № 10. – P. 571-576. 18. Болюх В.Ф., Олексенко С.В., Щукін І.С. Эффективность линейных импульсных электромеханических преобразователей, предназначенных для создания ударных нагрузок и высоких скоростей // *Электротехніка і електромеханіка*. – 2015. – №3. – С.31-40. 19. Болюх В.Ф., Олексенко С.В. Влияние параметров наружного экрана на эффективность индукционно-динамического преобразователя // *Інтегровані технології та енергозбереження*. – 2014. – № 2. – С. 24-35. 20. Bolyukh V.F., Lysenko L.I., Bolyukh E.G. Parameters of high-efficiency pulsed inductive electromechanical converters

// *Russian Electrical Engineering*. – 2004. – Vol. 75. – № 12. – P. 1-11.

Bibliography (transliterated): 1. Bolyukh V.F., Shchukin I.S. Linear-induction-dynamic converters. Saarbrücken, Germany: LAP Lambert Academic Publishing. 2014. 496 p. (www.lap-publishing.com). 2. Fair H.D. Electromagnetic launch science and technology in the United States enters a new era. *IEEE Trans. Magnetics*. 2005. No 1. Vol. 41. 158-164. Print. 3. Reck B. First design study of an electrical catapult for unmanned air vehicles in the several hundred kilogram range. *IEEE Trans. Magnetics*. 2003. No 1. Vol. 39. 310-313. Print. 4. Strizhakov E.L., Neskoromnyi S.V., Merkulov R.V. Impact capacitor welding with pulsed magnetic drive. *Welding Engineering*. 2009. No 2. 33-35. Print. 5. Bolyukh V.F., Luchuk V.F., Rassokha M.A., Shchukin I.S. High-efficiency impact electromechanical converter. *Russian electrical engineering*. 2011. Vol. 82, No 2. 104-110. Print. 6. Tumanov I.E. Parametric electromagnetic exciter low frequency mechanical vibrations for monitoring, measuring and dispensing multifractional liquid products mass. *Electrical Engineering*. 2013. No 8. 48-52. Print. 7. Upshaw J.L., Kajs J.P. Micrometeoroid impact simulations using a railgun electromagnetic accelerator. *IEEE Trans. Magnetics*. 1991. No 1. Vol. 27. 607-610. Print. 8. Koscov E.G. A microelectromechanical accelerator solid objects. *Avtometriya*. 2012. No 4. Vol. 48. 93-103. Print. 9. Bolyukh V.F., Katkov I.I. Cryogenic cooling system "Krioblast" increased efficiency and lowered the operation time of protective electrical induction-induced devices. *Proceedings of the ASME 2013 International Mechanical Engineering Congress and Exposition*. Vol. 8 B, 2013. November 15-21, 2013. San Diego, CA, USA. Code105847. 10 p. Print. 10. Bissal A., Magnusson J., Engdahl G. Comparison of two ultra-fast actuator concept. *IEEE Trans. Magnetics*. 2012. Vol. 48. No 11. 3315-3318. Print. 11. Tatmyshevsky K.V., Kozlov S.A. Magnetic pulse installation for testing products for aerospace shock effects. *Aerospace Instrument*. 2005. No 12. 52-57. Print. 12. Tyutkin V.A. Magnetic pulse method for breaking arches and cleaning of process equipment from adhering materials. *Electrical Engineering*. 2002. No 11. 24-28. Print. 13. Chemerys V.T., Bolyukh V.F., Mashtalir V.V. The project analysis of induction thruster parameters for the field mortaring. *Modern information technology in the field of security and defense*. 2010. No 1 (7). 22-28. Print. 14. Bolyukh V.F., Markov A.M., Luchuk V.F., Shchukin I.S. Device protecting computer information against unauthorized access on the basis of induction-dynamic motor. *Electrical engineering & electromechanics*. 2008. No 2. 5-10. Print. 15. Bolyukh, V.F., Vinnichenko A.I. Concept of an induction-dynamic catapult for a ballistic laser gravimeter. *Measurement Techniques*. 2014. No 1. Vol. 56. Issue 10. 1098-1104. Print. 16. Bolyukh V.F., Oleksenko S.V. Influence of parameters of ferromagnetic screen on the efficiency of the linear induction-dynamic converter. *Electrical Engineering*. 2015. No 7. 66-72. Print. 17. Bolyukh V.F., Shchukin I.S. The thermal state of an electromechanical induction converter with impact action in the cyclic operation mode. *Russian electrical engineering*. 2012. Vol. 83. No 10. 571-576. Print. 18. Bolyukh V.F., Oleksenko S.V., Shchukin I.S. Efficiency of linear pulse electromechanical converters for creating the shock loads and high speeds. *Elektrotehnika i Elektromekhanika*. 2015. No 3. 31-40. Print. 19. Bolyukh V.F., Oleksenko S.V. Of parameters of external screen for efficiency on induction-dynamic converter. *Integrated technologies and energy efficiency*. 2014. No 2. 24-35. Print. 20. Bolyukh V.F., Lysenko L.I., Bolyukh E.G. Parameters of high-efficiency pulsed inductive electromechanical converters. *Russian Electrical Engineering*. 2004. Vol. 75. No 12. 1-11. Print.

Поступила (received) 25.08.2015



Болюх Владимир Федорович – доктор технических наук, профессор, Национальный технический университет "Харьковский политехнический институт", профессор кафедры "Общей электротехники", тел.: (057) 70-76-427; e-mail: bolukh@kpi.kharkov.ua

Bolyukh Vladimir Fedorovich – Doctor of Technical Sciences, Full Professor, National Technical University "Kharkiv Polytechnic Institute", Professor at the Department of "General electrical engineering", tel.: (057) 70-76-427; e-mail: bolukh@kpi.kharkov.ua



Олексенко Сергей Владимирович – Национальный технический университет "Харьковский политехнический институт", аспирант кафедры "Общей электротехники", тел.: (057) 70-76-427; e-mail: s.v.oleksenko@gmail.com

Oleksenko Sergey Vladimirovich – National Technical University "Kharkiv Polytechnic Institute", PhD student at the Department of "General electrical engineering", tel.: (057) 70-76-427; e-mail: s.v.oleksenko@gmail.com

УДК 621.313.2

Л. П. ГАЛАЙКО

АНАЛИЗ РЕЖИМА ПОСТОЯНСТВА МОЩНОСТИ ПРИ РЕГУЛИРОВАНИИ ЧИСЛА ВИТКОВ В ИМИТАЦИОННОЙ МОДЕЛИ ВЕНТИЛЬНО-ИНДУКТОРНОГО ДВИГАТЕЛЯ

В статье рассматривается вопрос анализа влияния закона изменения управляющих параметров на характер переходных процессов в режиме постоянства мощности в вентильно-индукторном двигателе рудничного электровоза с помощью разработанных моделей для программы Simulink пакета программ Matlab. В качестве управляющих параметров выбраны число витков фазы, угол включения Θ_{on} и угол отключения Θ_{off} . Приведены результаты расчетов на этих моделях для двигателя мощностью 27 кВт и частотой вращения 1215 об/мин.

Ключевые слова: вентильно-индукторный двигатель, режим постоянства мощности, модель, программа Simulink, пульсации момента.

Введение. Режим постоянства мощности $P=\text{const}$ является одним из основных режимов двигателя для различных приводов, в частности для транспортных установок. Разработке и исследованию этого режима работы вентильно-индукторного двигателя (ВИД) посвящены работы [1, 2, 3].

В работе [1, 2] рассмотрен один способ управления режимом $P=\text{const}$: фазовое регулирование, т.е. изменение момента подачи импульса напряжения на катушки фаз и длительности импульса. Определен допустимый диапазон изменения скорости в этом режиме для линейного режима работы и режима с локальным насыщением исходя из условия уменьшения тока фазы до нуля перед следующим циклом коммутации. Влияние скорости на пульсации момента не анализируется. Для анализа используется модель для программы Simulink, разработанная на основе упрощенных магнитных характеристик.

В работе [3] предложено 4 способа регулирования для обеспечения данного режима (фазовое регулирование, изменение величины питающего напряжения, изменение числа витков, использование подмагничивания). Для реализации последнего способа необходимо, чтобы ток фазы не уменьшался до нуля перед следующим циклом коммутации. При этом для того, чтобы не было непрерывного роста тока, необходимо очевидно ограничить максимум тока. Кроме того, использование этого способа требует применения методики расчета, которая учитывает взаимную индуктивную связь соседних фаз. В работе приведено сравнение расчетных данных с экспериментальными, что является достоинством этой работы. Однако результаты исследования имеют частный характер для двигателя определенной геометрии, которая даже не приведена в статье, и эти результаты трудно использовать для двигателей другой геометрии. В работах [1–3] также отсутствует описание переходного процесса в режиме $P=\text{const}$.

С учетом приведенных замечаний автором статьи были разработаны имитационные модели для программы Simulink пакета программ Matlab, которые используют магнитные характеристики, учитывающие реальное насыщение и полученные с помощью программы FEMM. Были разработаны две модели: одна для установившегося режима [4] и вторая для переходного режима [5].

В работах [6, 7] проведен анализ с помощью мо-

дели для установившегося режима двух способов регулирования (фазовое регулирование и изменение числа витков путем переключения соединения катушек фазы с последовательного соединения на параллельное соединение) для двух типов двигателей: 1) мощность 13 кВт, частота вращения 650 об/мин, напряжение 130 В; 2) мощность 14 кВт, частота вращения 1215 об/мин, напряжение 220 В. В этих работах отсутствует анализ переходного процесса от одного режима работы к другому. Анализ этих процессов необходим для разработки качественной программы для микропроцессора контроллера. Наиболее просто и наглядно эти процессы можно проанализировать с помощью имитационной модели для программы Simulink пакета программ Matlab. Вопросу создания и использования имитационных моделей для анализа динамических режимов ВИД, в том числе при постоянной мощности, посвящены работы [8, 9, 10, 11, 12].

В работе [10] проведен анализ переходных процессов в режиме постоянства мощности с использованием фазового регулирования. При задании закона изменения углов включения и отключения Θ_{on} и Θ_{off} (углов между полюсами статора и ротора, при которых включаются и отключаются транзисторы, подающие напряжение на катушки фаз) за основу были взяты результаты расчета, приведенные в табл. 1 в работе [6]. Однако расчеты показали, что закон изменения углов, полученный для установившихся режимов, не обеспечивает режим постоянства мощности в переходных режимах и его необходимо корректировать. Результат расчета, приведенный на рис. 6 в работе [6], получен для скорректированного закона, однако этот результат нельзя считать удовлетворительным по точности поддержания постоянства мощности.

В работах [11, 12] приведены результаты расчетов, которые показали возможность существенного повышения точности поддержания постоянства мощности с помощью фазового регулирования. Исследования проведены для четырехфазного ВИД мощностью 27 кВт, номинальной частотой вращения 1215 об/мин и максимальной частотой вращения 3645 об/мин. Двигатель спроектирован для привода рудничного электровоза на базе двигателя постоянного тока, который выпускается серийно. Число витков фазы было выбрано исходя из условия обеспечения оптимального режима работы в номинальном режиме с минимумом коэффициента пульсаций момента. При

© Л. П. Галайко, 2015

увеличении частоты вращения для обеспечения режима постоянства мощности необходимо увеличивать угол включения Θ_{on} . При этом существенно ухудшается форма тока и растет коэффициент пульсаций момента.

Цель работы. С помощью разработанной автором модели провести расчеты переходных процессов при изменении момента нагрузки, в которых с помощью изменения углов включения и отключения, а также изменения числа витков будет обеспечен режим постоянства мощности при минимуме пульсаций момента.

Описание расчетного эксперимента. Оптимальное решение поставленной задачи, очевидно, предполагает непрерывное уменьшение числа витков с одновременной корректировкой углов включения и отключения. Однако конструктивное исполнение такого изменения числа витков весьма затруднительно. Поэтому для уменьшения пульсаций момента на

больших скоростях в работе [6] было принято решение уменьшить число витков фазы вдвое путем переключения катушек фазы с последовательного соединения на параллельное соединение. Однако при уменьшении числа витков увеличивается максимальное значение тока фазы, особенно на меньшей скорости. Допустимое максимальное значение тока фазы регламентируется допустимым режимом работы полупроводникового преобразователя. По этому критерию выбирается значение скорости, при которой осуществляется переключение соединений катушек фазы.

Были проведены расчетные эксперименты при постоянном числе витков и при переключении числа витков при угловой скорости $\Omega = 240$ рад/с при изменении скорости от 120 рад/с до 360 рад/с. Ниже приведены графики, иллюстрирующие переходные процессы в этих экспериментах (слева при постоянном числе витков, справа при переключении числа витков).

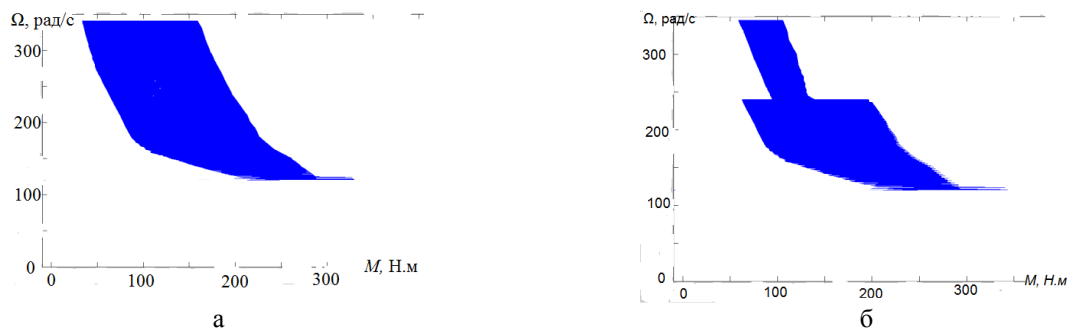


Рис. 1 – Зависимость угловой скорости от мгновенного значения момента:

а – при отсутствии регулирования числа витков; б – при наличии регулирования числа витков.

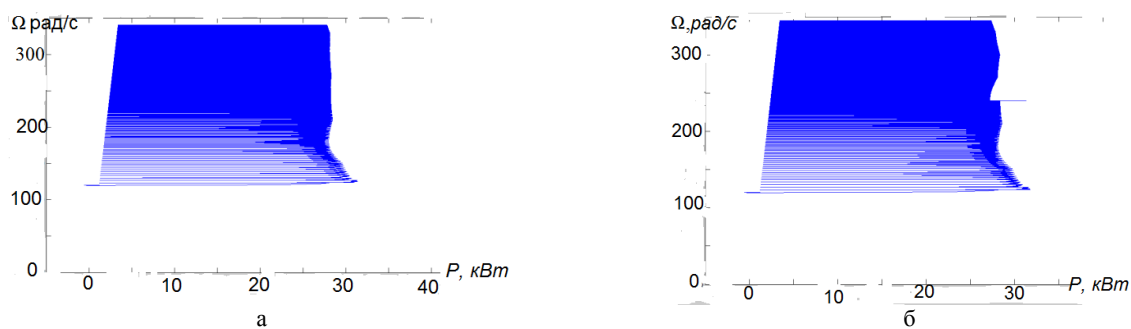


Рис. 2 – Зависимость угловой скорости от значения средней мощности:

а – при отсутствии регулирования числа витков; б – при наличии регулирования числа витков.

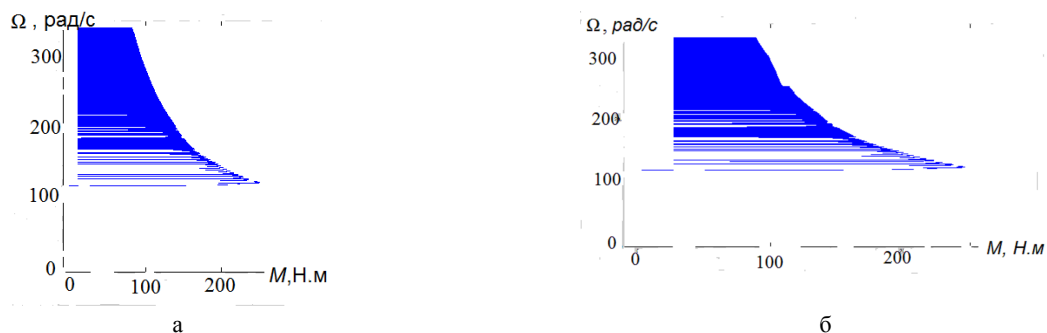


Рис. 3 – Зависимость угловой скорости от значения среднего момента:

а – при отсутствии регулирования числа витков; б – при наличии регулирования числа витков.

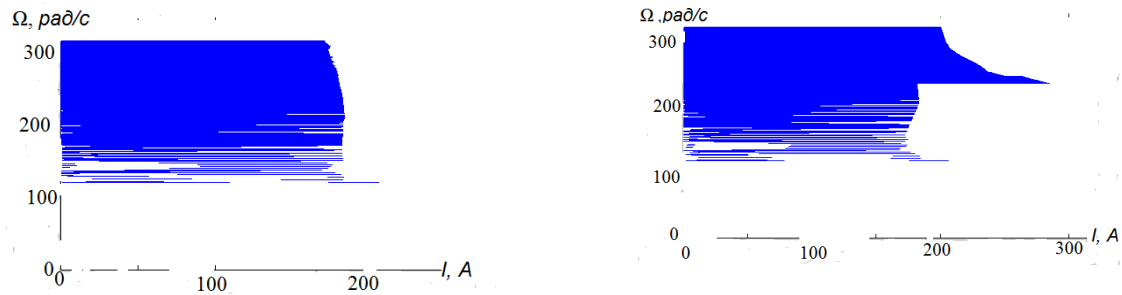


Рис. 4 – Зависимость угловой скорости от значения максимального тока фазы:
а – при отсутствии регулирования числа витков; б – при наличии регулирования числа витков.

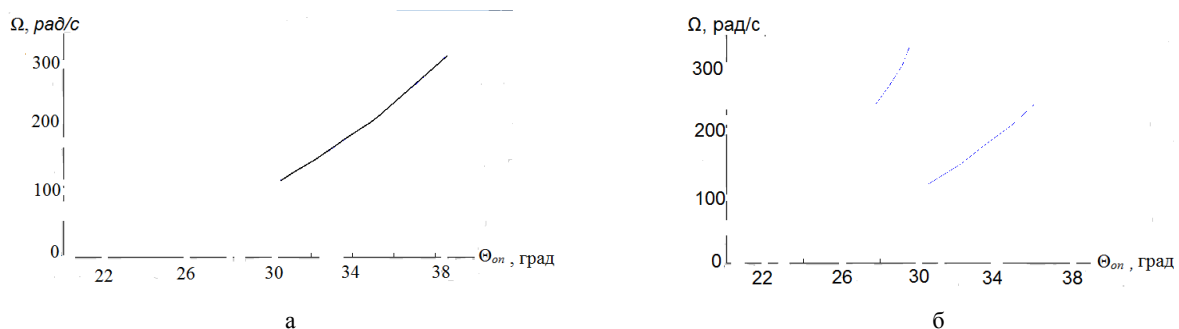


Рис. 5 – Зависимость угловой скорости от значения угла включения Θ_{on} :
а – при отсутствии регулирования числа витков; б – при наличии регулирования числа витков.

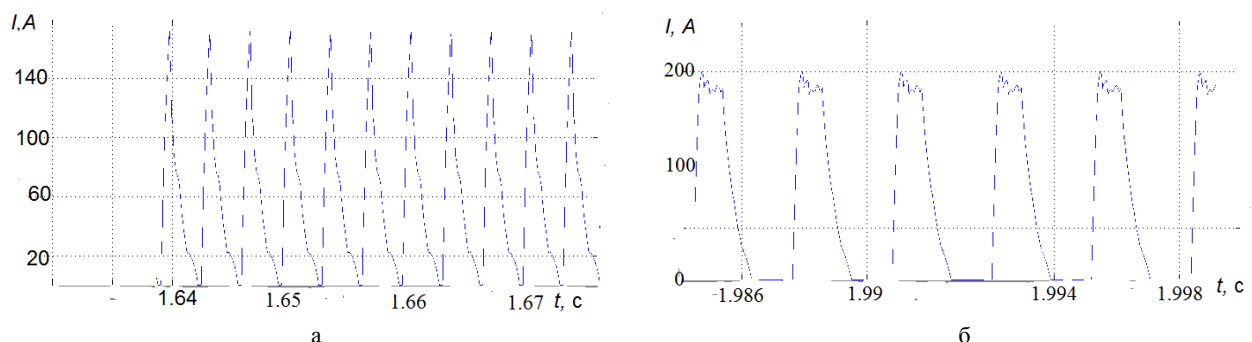


Рис. 6 – Зависимость тока фазы от времени: а – при отсутствии регулирования числа витков для угловой скорости 314.9 рад/с; б – при наличии регулирования числа витков для угловой скорости 329.1 рад/с.

Анализ результатов. Рис. 1 иллюстрирует изменение пульсаций момента при изменении скорости. При отсутствии регулирования числа витков при увеличении скорости пульсации момента увеличиваются, особенно резко в начале режима. Коэффициент пульсаций момента $K_r = M_{max}/M_{ave}$ (отношение максимального момента к среднему) изменяется от 1.2 до 1.9. После переключения числа витков пульсации резко уменьшаются, $K_r = 1.2 - 1.25$.

Рис. 2 иллюстрирует точность поддержания средней мощности (правый край рисунка). Как следует из рис. 2,б), после переключения числа витков точность уменьшилась, что вызвано неудачным подбором углов Θ_{on} и Θ_{off} .

Рис. 3 иллюстрирует изменение среднего момента при изменении скорости (правый край рисунка). Очевидно, эта зависимость должна быть гиперболической. Отклонения от гиперболы после переключения числа витков вызвано неудачным подбором углов Θ_{on} и Θ_{off} .

Рис. 4 показывает, что максимальное значение то-

ка фазы I_{max} (правый край рисунка) при отсутствии регулирования числа витков имеет тенденцию к небольшому уменьшению от исходного значения 180 А. После переключения числа витков I_{max} резко возрастает до значения 270 А, а затем постепенно уменьшается.

Рис. 5 показывает закон изменения угла включения Θ_{on} для обеспечения режима постоянства мощности. При отсутствии регулирования числа витков угол Θ_{on} непрерывно возрастает до значения близкого к критическому, при котором ток не успевает уменьшиться до нуля перед следующим циклом коммутации. Это означает, что диапазон изменения скорости 3:1 является предельным. После переключения числа витков угол Θ_{on} в начале резко уменьшается, затем растет, однако в конце диапазона остается существенно меньше критического. Это означает, что в этом режиме диапазон изменения скорости можно увеличить.

На рис. 6 представлены графики изменения тока фазы во времени в конце рассматриваемого диапазо-

на. При отсутствии регулирования числа витков форма тока резко ухудшилась, что и явилось причиной увеличения угла Θ_{on} для обеспечения заданного момента. После переключения числа витков форма тока существенно улучшилась, что привело к существенному уменьшению пульсаций момента.

Выводы. Из анализа результатов следует, что режим с изменением числа витков путем переключения соединения катушек с последовательного на параллельное можно рекомендовать к применению, так как он обеспечивает уменьшение пульсаций момента и увеличение допустимого диапазона изменения скорости.

Список литературы: 1. А.Б. Красовский. Анализ условий формирования постоянства выходной мощности в вентильно-индукторном электроприводе // «Электричество» №2. 2002г., С. 36–45. 2. А.Б. Красовский. Выбор внутренних геометрических параметров вентильно-индукторной машины с учетом режимов работы в электроприводе // «Электричество». 2006, №6., С. 48–55. 3. Л.Ф. Коломойцев и др. Режимы работы тягового электропривода рудничного электровоза с трехфазным реактивным индукторным двигателем. // Известия вузов. Электромеханика. №2. 2002г., С. 18–22. 4. Галайко Л.П. Имитационное моделирование установившихся режимов работы вентильно-индукторного двигателя. // Электротехника і електромеханіка. – 2005. – №1. – С. 24–26. 5. Галайко Л.П. Имитационное моделирование вентильно-индукторного двигателя в переходных режимах // Вестник НТУ «ХПИ» 48'2005, Харьков 2005, С. 24–27. 6. Л.П. Галайко, И.А. Голосный. Исследование режима постоянной мощности вентильно-индукторного двигателя рудничного электровоза // Вестник НТУ «ХПИ» 35'2005, Харьков, С. 43–46. 7. Л.П. Галайко. Формирование механической характеристики вентильно-индукторного двигателя рудничного электровоза // Вестник НТУ «ХПИ» 44'2009, Харьков, С. 48–51. 8. Galayko L.P. Analysis different dynamic modes in simulation model of switched reluctance motor. ABSTRACTS. ICEEE – 2010, 13th International Conference on Electromechanics, Electrotechnology, Electromaterials and Components. September 19 – 25, 2010, Alushta, Crimea, Ukraine, P. 96. 9. Галайко Л.П. Анализ режима торможения в имитационной модели вентильно-индукторного двигателя. Труды МКЭЭЭ-2012. 14 Международная конференция «Электромеханика, Электротехнологии, Электротехнические материалы и Компоненты». Сентябрь 23 – 29, 2012, Алушта, Крым, С. 144–146. 10. Л.П. Галайко. Имитационное моделирование режима постоянства мощности вентильно-индукторного двигателя рудничного электровоза // Вестник НТУ

«ХПИ» 15'2013, Харьков, С. 105–109. 11. Галайко Л.П. Анализ переходных процессов в вентильно-индукторном двигателе в режиме постоянства мощности // Вестник НТУ «ХПИ» 51'2013, Харьков, С. 16–19. 12. Галайко Л.П. Анализ режима постоянства мощности в имитационной модели вентильно-индукторного двигателя. Труды МКЭЭЭ-2014. 15 Международная конференция «Электромеханика, Электротехнологии, Электротехнические материалы и Компоненты». Сентябрь 21– 27, 2014, Алушта, Крым, С. 117–119.

Bibliography (transliterated): 1. A.B. Krasovskij. Analiz uslovij formirovaniya postojanstva vihodnoj moshhnosti v ventil'no-induktornom elektroprivode. Elektrichestvo. No 2. 2002. 36–45. Print. 2. A.B. Krasovskij. Vibor vnutrenih geometricheskikh parametrov ventil'no-induktornoj mashini s uchetom reghimov raboti v elektroprivode. Elektrichestvo. 2006, No 6. 48–55. Print. 3. L.F. Kolomoitsev, etc. Operation modes of a railway drive of a mine electric locomotive with a three-phase reluctance induction motor. Electromechanics. No. 2. 2002. 18–22. Print. 4. Galayko L.P. Imitacionoe modelirovanie ustanovivshisja reghimov raboti ventil'no-induktorного dvigatelja. Elektrotehnika i Elektromehanika. 2005. No 1. 24–26. Print. 5. Galayko L.P. Imitacionoe modelirovanie ventil'no-induktorного dvigatelja v perehodnih reghimah. Vestnik NTU "HPI", 48'2005, Kharkiv, 2005, 24–27. Print. 6. L.P. Galayko, I.A. Golosnij. Isledovanie reghima postojanoj moshhnosti ventil'no-induktorного dvigatelja rudnichного elektrovoza. Vestnik NTU "HPI", 35'2005, Kharkiv, 2005, 43–46. Print. 7. Galajko L.P. Formirovanie mehanicheskoy harakteristiki ventil'no-induktorного dvigatelja rudnichного jelektrovoza. Vestnik NTU "HPI" No. 44 (2009). Kharkiv. 2009. 48–51. Print. 8. Galayko L.P. Analysis different dynamic modes in simulation model of switched reluctance motor. ICEEE-2010.13th International Conference on Electromechanics, Electrotechnology, Electromaterials and Components. September 19–25, 2010. Alushta, Crimea, Ukraine, 96. Print. 9. Galayko L.P. Analysis recuperative braking mode in simulation model of switched reluctance motor. ABSTRACTS. ICEEE – 2012, 14th International Conference on Electromechanics, Electrotechnology, Electromaterials and Components. September 23 – 29, 2012, Alushta, Crimea, Ukraine, 144–146. Print. 10. L.P. Galajko Imitation modeling rezhima postojannoj moshhnosti ventil'no-induktorного dvigatelja rudnichного jelektrovoza". Vestnik NTU "HPI". No. 15 (2013). Kharkiv: NTU "HPI". 2013. 105–109. Print. 11. Galajko L.P. Analys perehodnih procesov v ventil'no-induktorном dvigatele v rezhime postojannoj moshhnosti. Vestnik NTU "HPI". No. 51 (2013). Kharkiv: NTU "HPI". 2013. 16–19. Print. 12. L.P. Galajko Analiz reghima posnojasnstva moshhnosti v imitacionoj modeli ventil'no-induktorного dvigatelja. ABSTRACTS. ICEEE – 2014, 15th International Conference on Electromechanics, Electrotechnology, Electromaterials and Components. September 21–27, 2014, Alushta, Crimea. 117–119. Print.

Поступила (received) 25.08.2015



Галайко Лидия Петровна – кандидат технических наук, доцент, Национальный технический университет «Харьковский политехнический институт», доцент кафедры электрических машин; тел.: (050) 707-68-44; e-mail: lidagalayko@mail.ru

Galayko Lidija Petrovna – Candidate of Technical Sciences (Ph. D.), Docent, National Technical University "Kharkiv Polytechnic Institute", Associate Professor at the Department of electrical machines, tel.: (050) 707-68-44; e-mail: lidagalayko@mail.ru

УДК 621.313; 621.314

А. М. ГАЛИНОВСКИЙ, Е. А. ЛЕНСКАЯ

ХАРАКТЕРИСТИКИ НЕРЕВЕРСИВНЫХ ТИРИСТОРНЫХ ВЫПРЯМИТЕЛЕЙ БЕСКОНТАКТНЫХ СИНХРОННЫХ МАШИН В ЗАВИСИМОСТИ ОТ УГЛА УПРАВЛЕНИЯ

Приведены методики расчета характеристик нереверсивных тиристорных выпрямителей бесконтактных синхронных машин в зависимости от угла управления тиристорами. Расчет моделей тиристорных выпрямителей проводится в системе схемотехнического моделирования в квазиустановившихся или переходных режимах работы. При расчете моделей выпрямителей в переходных режимах работы ограничивается число величин, текущие числовые значения которых записываются в оперативную память программы. Расчет проводится при частоте управления тиристорами меньшей частоты источника питания выпрямителя.

Ключевые слова: бесконтактная, синхронная, машина, выпрямитель, тиристор, угол, управление.

Введение. В бесконтактных синхронных машинах (БСМ) применяются диодные или тиристорные бесконтактные системы возбуждения (БСВ). К БСВ предъявляются требования [1]: быстродействие регулирования; высокое качество формы выходного напряжения.

В диодных БСВ сравнительно хорошее качество формы выходного напряжения. Требуемая скорость форсировки возбуждения БСМ достигается повышением напряжения возбуждения возбудителя. Главный недостаток диодной БСВ – медленное гашение поля.

Тиристорные БСВ практически безинерционны. При этом технико-экономические показатели тиристорных возбудителей (ТВ) невысоки. Регулирование нагрузки ТВ в основном осуществляется углом управления тиристорами, что приводит к существенному ухудшению качества формы выходного напряжения в номинальном режиме работы. Низкое качество формы выходного напряжения – главный недостаток тиристорной БСВ.

Качество кривой выходного напряжения может быть существенно улучшено при применении многофазного возбудителя. В бесконтактных синхронных турбогенераторах применяются возбудители с числом фаз якорных обмоток $m = 44$ [1] и более.

Для совершенствования тиристорных БСВ необходим полный анализ характеристик многофазных тиристорных выпрямителей в зависимости от угла управления тиристорами с учетом коммутационных перенапряжений, качества форм напряжений и токов, потерь на элементах системы. Подобный анализ нельзя выполнить аналитическими методами [2, 3].

В работах [4, 5] обосновывается методика расчета параметров защитных цепей многофазных диодных выпрямителей.

В работах [6-8] приводятся методики расчета характеристик многофазных диодных выпрямителей в системе схемотехнического моделирования Micro Cap.

Цель работы – разработка методик расчета нереверсивных тиристорных выпрямителей в зависимости от угла управления тиристорами в системе схемотехнического моделирования.

Материал и результаты исследований. На рис. 1 показана электрическая схема модели многофазного мостового тиристорного выпрямителя в системе схе-

мотехнического моделирования Micro Cap. На схеме: V_1-V_m – источники ЭДС; $r_{i1} = r_{i2} = \dots = r_{im} = r_i$, $x_{i1} = x_{i2} = \dots = x_{im} = x_i$ – активные и индуктивные сопротивления источника питания (источника); тиристоры $T_{a1} \div T_{am}$ и $T_{k1} \div T_{km}$ шунтируются защитными RC-цепями; R_d , L_d – активное сопротивление и индуктивность нагрузки; $V_{1k} \div V_{mk}$ – дополнительные источники ЭДС, фазы которых смещены на 90° по отношению к одноименным фазам ЭДС основного источника питания. Цепи «управляющий электрод – катод» тиристоров шунтированы сопротивлениями смещения R_s .

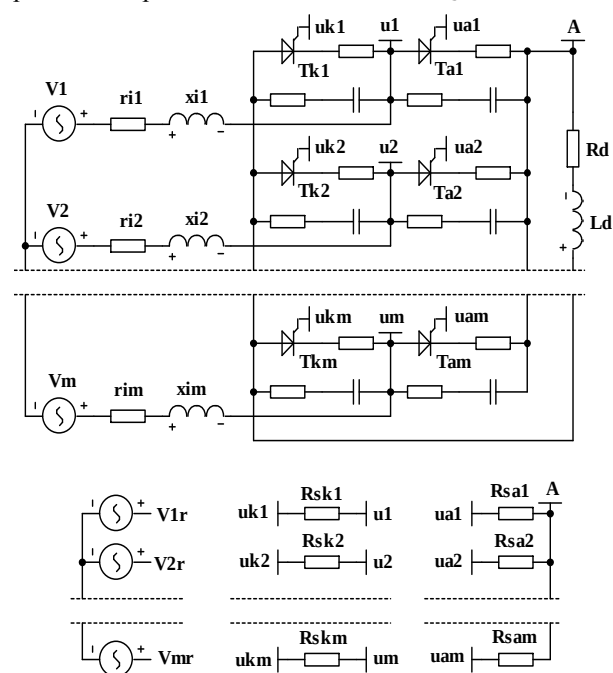


Рис. 1 – Схема модели многофазного мостового тиристорного выпрямителя в системе Micro Cap

Расчет параметров защитных цепей вентилей выпрямителей БСМ проводится при ограничении перенапряжений во всех возможных режимах работы выпрямителя [4, 5]. Минимальная емкость трехфазного мостового выпрямителя $C_{Fmin} = 4 \cdot \tau_w^2 / (9 \cdot L_i)$, где τ_w – время восстановления запирающих свойств вентилей. Активное сопротивление, определяемое на границе

апериодического режима переходного процесса, $R_{fm} = \sqrt{3} \cdot \tau_w / C_{Fmin}$. Емкость защитной цепи трехфазного мостового выпрямителя $C_{F3} = k_{CF} \cdot C_{Fmin}$, где $k_{CF} = 2 \div 5$. Активное сопротивление $R_F = k_{RF} \cdot R_{Fm}$, где $k_{RF} < k_{CF}$. В m -фазном мостовом выпрямителе $C_{Fm} \approx 3C_{F3}/m$. В выпрямителе с нулевой схемой преобразования C_F в два раза больше, чем в мостовом (трехфазном или многофазном) выпрямителе.

При анализе выпрямителей применяется система относительных единиц нагрузки неуправляемого трехфазного мостового выпрямителя (о.е.н.), в которой базовыми величинами приняты напряжение холостого хода и ток короткого замыкания:

$$U_{d0} = \frac{3\sqrt{3}}{\pi} A_i; I_{dk} = \frac{A_i}{z_i}; U_{d*} = \frac{U_d}{U_{d0}}; I_{d*} = \frac{I_d}{I_{dk}},$$

где A_i, z_i – амплитуда ЭДС и полное сопротивление трехфазного источника.

Методики расчета тиристорных выпрямителей БСМ в системе схемотехнического моделирования разработаны на базе методик расчета диодных выпрямителей [6-8]. Алгоритм расчета тиристорных выпрямителей приведен в табл. 1. Принятые обозначения: I_d, U_d, P_d – ток, напряжение и мощность нагрузки выпрямителя; $P_{i1}, Q_{i1}, S_{i1}, \cos\phi_1$ – активная, реактивная, полная мощность, коэффициент мощности источника; $p_T, p_{Rf}, p_{Rs}, p_{ri}$ – потери на тиристорах, в защитных цепях вентилей, на сопротивлениях смещения и в источнике соответственно; p_Σ – суммарные потери; Δp – погрешность определения активных мощностей; η – КПД выпрямителя; I_b, I_{i1} – действующие значения полного тока и 1-ой гармоники тока источника; $\lambda_i = I_{i1}/I_b$; $k_{i1} = I_d/I_b$; k_S – коэффициент увеличения расчетной мощности источника; I_{d*}, U_{d*} – ток и напряжение нагрузки в о.е.н.; k_{iu} – коэффициент высших гармоник напряжения выпрямителя; k_{su} – коэффициент искажения напряжения выпрямителя; $M_Z = z_i/R_d$ – относительная величина сопротивления источника питания.

Характеристики выпрямителей строятся по результатам расчетов в квазиустановившихся или переходных режимах работы при интегрировании величин по времени. При расчете в переходных режимах работы в оперативную память записываются только текущие числовые значения величин $i_d, u_d, p_{i1}, q_{i1}, i_b, p_T, p_{Rf}$ и p_{Rs} (пункты № 1-8 табл. 1), частота управления тиристорами меньше частоты источника питания f_i .

Построим характеристики трехфазного мостового тиристорного выпрямителя в зависимости от угла управления тиристорами α_u при коротком замыкании с режима холостого хода.

Параметры схемы. Источник питания: $A_i = 80.5$ В; $f_i = 100$ Гц ($f_i = 400$ Гц); $z_i = 0.93$ Ом. Тиристоры типа B25RIA120, время восстановления запирающих свойств $t_w = 2.55$ мкс, $R_S = 500$ Ом. Защитная цепь: $k_{CF} = 5$; $k_{RF} = 0.6 \cdot k_{CF}$. Нагрузка: $L_D = 0.07$ Гн. Блок сигналов управления: частота управления $f_u = 99.75$ Гц; длительность сигналов управления $T_{SU} = 120^\circ$.

Таблица 1 – Алгоритм расчета тиристорных выпрямителей

№ п./п.	Обозначение	Единицы измерения	Формула
1	I_d	А	$\frac{1}{T} \int_0^T i_d dt$
2	U_d	В	$\frac{1}{T} \int_0^T u_d dt$
3	P_{i1}	Вт	$\frac{1}{T} \int_0^T \left(\sum_n e_{ij} \cdot i_{ij} \right) dt$
4	Q_{i1}	ВАР	$\frac{1}{T} \int_0^T \left(\sum_n e_{ij}' \cdot i_{ij} \right) dt$
5	I_i	А	$\frac{1}{T} \int_0^T \sqrt{\frac{1}{m} \sum i_{i1}^2} dt$
6	p_T	Вт	$\frac{1}{T} \int_0^T \left(\sum_n u_{Tj} \cdot i_{Tj} \right) dt$
7	p_{Rf}	Вт	$\frac{1}{T} \int_0^T \left(\sum_n i_{Fj}^2 R_F \right) dt$
8	p_{Rs}	Вт	$\frac{1}{T} \int_0^T \left(\sum_n i_{RS}^2 \cdot R_S \right) dt$
9	S_{i1}	ВА	$\sqrt{P_{i1}^2 + Q_{i1}^2}$
10	I_{i1}	А	$S_{i1}/(m_i \cdot E_i)$
11	P_d	Вт	$U_d \cdot I_d$
12	p_{ri}	Вт	$m \cdot I_i^2 \cdot r_i$
13	p_Σ	Вт	$p_i + p_T + p_{Rf} + p_{Rs}$
14	Δp	-	$\frac{P_{i1} - P_d - p_\Sigma}{P_{i1} + P_d + p_\Sigma}$
15	I_{d*}	о.е.н.	I_d/I_{dk}
16	U_{d*}	о.е.н.	U_d/U_{d0}
17	k_{i1}	-	I_d/I_{i1}
18	λ_i	-	I_{i1}/I_i
19	$\cos\phi_1$	-	P_{i1}/S_{i1}
20	η	-	P_d/P_{i1}
21	k_S	-	$1/(\cos\phi_1 \cdot \lambda \cdot \eta)$
22	k_{iu}	-	$\sqrt{\frac{1}{T} \int_0^T \left(\frac{u_d}{U_d} \right)^2 dt} - 1$
23	k_{su}	-	$\sqrt{1 + k_{iu}^2}$
24	M_Z	-	$\pi \cdot I_{d*}/(3 \cdot \sqrt{3} \cdot U_{d*})$

На рис. 2 показаны внешние характеристики выпрямителя при $\alpha_u = 0^\circ$, $\alpha_u = 60^\circ$ и разных значениях относительной величины активного сопротивления источника питания ($k_r = r_i/x_i$): 1) $k_r = 0$; 2) $k_r = 0,25$; 3) $k_r = 0,5$; 4) $k_r = 0,75$; 5) $k_r = 1$.

На рис. 3 – напряжение и ток нагрузки выпрямителя в зависимости от угла управления при $k_r = 0.172$, $R_d = 7$ Ом. Из рисунка: изменение угла управления ти-

ристорами от 0° до 90° не приводит к увеличению наибольшего напряжения на тиристорах.

На рис. 4 показаны расчетные соотношения (а) и потери выпрямителя (б) в зависимости от угла управления тиристорами при $f_i = 100$ Гц (сплошные линии) и $f_i = 400$ Гц (пунктирные линии).

С изменением угла управления тиристорами остаются практически неизменными коэффициент связи

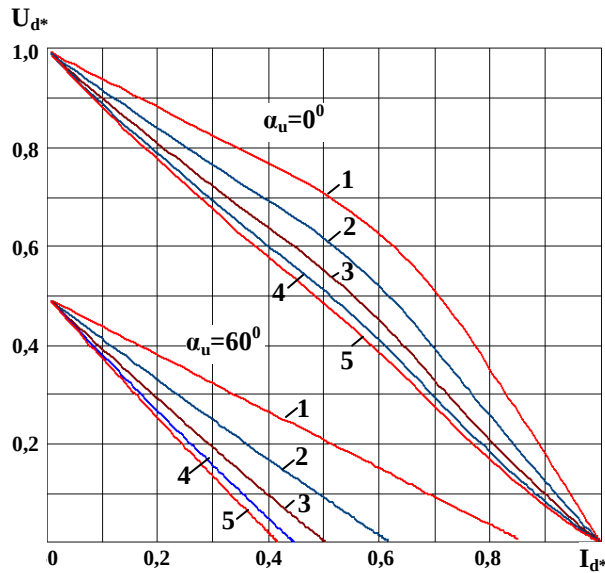


Рис. 2 – Внешние характеристики трехфазного мостового тиристорного выпрямителя при $\alpha_u = 0^\circ$, $\alpha_u = 60^\circ$ и разных величинах коэффициента k_r

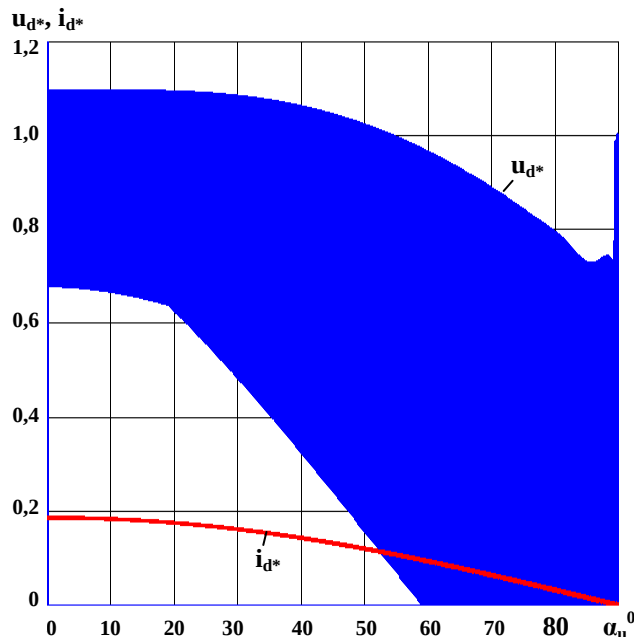


Рис. 3 – Напряжение и ток нагрузки трехфазного мостового тиристорного выпрямителя в зависимости от угла α_u при номинальном сопротивлении нагрузки

Выводы.

1. Созданы методики расчета характеристик вращающихся нереверсивных тиристорных выпрямителей бесконтактных синхронных машин (БСМ) в зависимости от угла управления тиристорами. В основу

между токами нагрузки и источника питания выпрямителя k_{i1} , коэффициент искажения тока источника λ_i . Расчетные соотношения k_s , k_{su} , k_{i1} , λ_i , η_p , $\cos\phi_1$, u_{d*} и потери p_{ri} , p_T практически не зависят от частоты источника питания f_i . От частоты f_i существенно зависят потери на защитных цепях вентилей p_{Rf} .

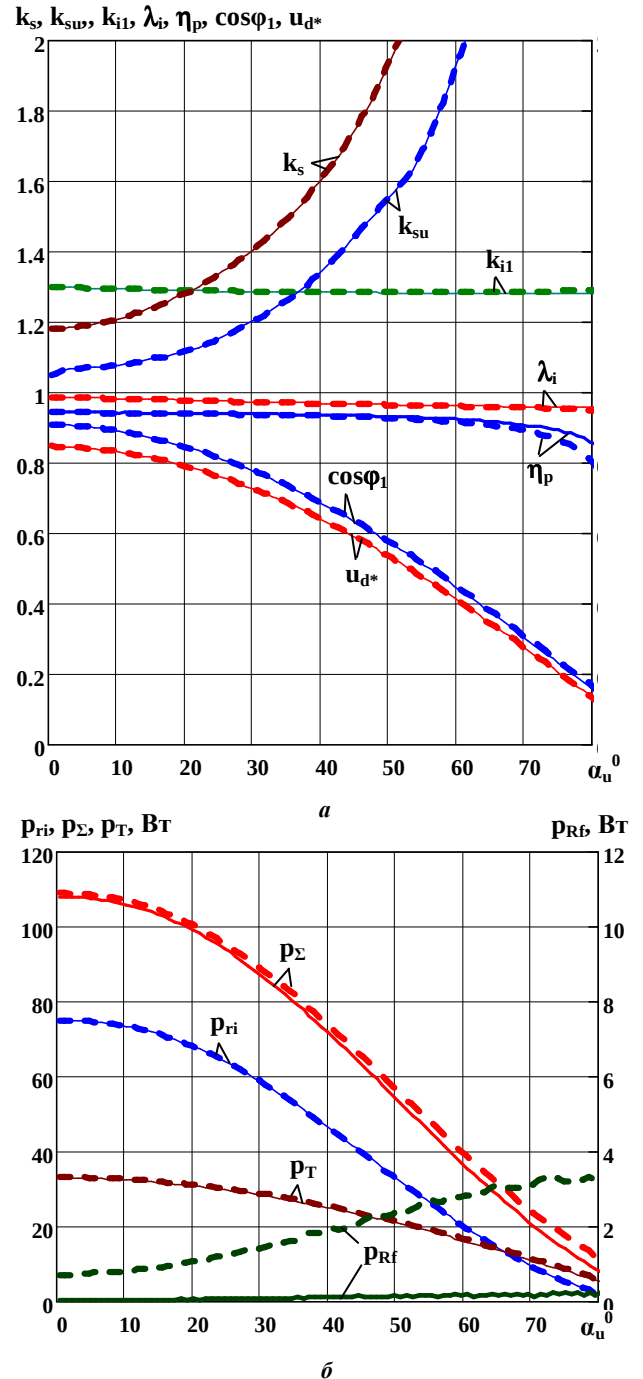


Рис. 4 – Расчетные соотношения (а) и потери (б) трехфазного мостового тиристорного выпрямителя в зависимости от угла α_u при $f_i = 100$ Гц и $f_i = 400$ Гц

положены методики расчета моделей диодных выпрямителей БСМ в системе схемотехнического моделирования. При создании методик расчета выпрямителей принято известное допущение о синусоидальности результирующей ЭДС воздушного зазора вспомо-

гательной электрической машины БСМ. Характеристики выпрямителей рассчитываются при интегрировании величин по времени в квазиустановившихся или переходных режимах работы.

2. Расчет защитных цепей тиристорных выпрямителей проводится при угле управления $\alpha_u = 0^\circ$ аналогично методике расчета диодных выпрямителей. При этом изменение угла управления тиристорами от 0° до 90° не приводит к увеличению наибольшего напряжения на тиристорах.

3. Полученные закономерности изменений расчетных соотношений тиристорных выпрямителей в зависимости от угла управления тиристорами позволяют совершенствовать методику проектирования тиристорных возбудителей, провести сопоставительный анализ диодных и тиристорных возбудителей БСМ.

Список литературы: 1. Глебов И.А. Научные основы проектирования систем возбуждения мощных синхронных машин // Ленинград. – Наука. – 1988. – 322 с. 2. Беркович Е. И., Ковалев В. Н., Ковалев Ф. И. и др. Полупроводниковые выпрямители // М. – Энергия. – 1978. – 448 с. 3. Абрамович Б.Н., Круглый А.А. Возбуждение, регулирование и устойчивость синхронных двигателей // Ленинград. – Энергоатомиздат. – 1983. – 128 с. 4. Галиновский А.М., Ленская Е.А., Эрхард Айхофер. Методика расчета защитных цепей вентилей выпрямителя // Технічна електродинаміка. – 2005. – №4. – С. 43-50. 5. Галиновский А.М., Ленская Е.А., Сенько В.И., Анпилогов Н.Г. Коммутационные перенапряжения в многофазных преобразователях // Електротехнічні та комп'ютерні системи. Одеський НПП. – Київ. – Техніка. – 2011. – № 03 (79). – С. 319-322. 6. Галиновский А.М. Параметры и характеристики полупроводниковых выпрямителей вентильных генераторов // Гірнична електромеханіка та автоматика: на-

ук.-техн. зб. – 2012. – Вип. 88. – С. 48-54. 7. Галиновский А.М., Бабенко О.Ю., Ленская Е.А. Определение основных соотношений выпрямителей вентильных генераторов по результатам расчетов переходных режимов // Електромеханічні і енергозберігаючі системи. – Кременчук: КрНУ. – 2012. – № 3. – С. 425-430. 8. Галиновский А.М. Исследование электромашино-вентильных преобразователей бесконтактных синхронных и асинхронизированных машин в системе схемотехнического моделирования // Електротехніка і електромеханіка. – 2013. – № 5. – С. 23-29.

Bibliography (transliterated): 1. Glebov I. A. Scientific bases of systems designing of excitation of powerful synchronous machines. Leningrad: Science. 1988. 322 p. Print. 2. Berkovich E.I., Kovalev V.N., Kovalev F.I. and others. Semiconductor rectifiers. Moscow: Energiya. – 1978. – 448 p. Print. 3. Abramovych B. N., Kruhliy A. A. Arousal, regulation and the stability of synchronous motors. Leningrad: Energoatomizdat – 1983. – 128 p. Print. 4. Galinovsky A.M., Lenska E.A., Erhard Ayhofer. Methods of calculating protection circuits valves rectifier. - Technical electrodynamics. 2005. No 4. 43–50. Print. 5. Galinovsky A.M., Lenskaya E.A., Senko V.I., Anpilov N.G. Switching overvoltage in multiphase transformers. Electrotechnical and computer systems. Kiev. Engineering. 2011. No 3. Pp. 319-322. Print. 6. Galinovsky A.M. Parameters and characteristics of semi-conductor rectifiers of gated generators. Mountain electromechanics and automatics: scientific and technical collection. 2012. No 88. 48-54. Print. 7. Galinovsky A.M., Babenko O. U., Lenska E.A. Determination of the main rectifiers ratios of gated generators using the calculation results of transient modes. Electromechanical and energy saving systems. Kremenichuk: KrNU. 2012. No 88. 425-430. Print. 8. Galinovsky A.M. Research into valve-engine transducers of brushless synchronous and asynchronized machines in a circuit simulation sistem. Elektrotehnika i elektromechanika – Electrical engineering & electromechanics. 2013. No 5. 23-29. Print.

Поступила (received) 15.10.2015.



Галиновский Александр Михайлович – кандидат технических наук, доцент, Национальный технический университет Украины «Киевский политехнический институт», доцент кафедры электромеханики, тел.: (044) 258-01-54; e-mail: alga40@mail.ru.

Galinovsky Alexander Mikhailovich – Candidate of Technical Sciences (Ph. D.), Docent, National technical university of Ukraine “Kiev polytechnic institute”, Docent at the department of Electromechanics, tel.: (044) 258-01-54; e-mail: alga40@mail.ru.



Ленская Елена Александровна – начальник отдела, Государственное агентство по энергоэффективности и энергосбережению Украины, тел.: (044) 558-58-35; e-mail: A_Lenskay@ukr.net.

Lenskaya Elena Aleksandrovna – State Agency on Energy Efficiency and Energy Saving of Ukraine, tel.: (093) 861-71-71; e-mail: A_Lenskay@ukr.net

УДК 536.7

К. А. КОБЗАРЬ, П. Г. ГАКАЛ, Е. А. ОВСЯННИКОВА

ОХЛАЖДЕНИЕ ТУРБОГЕНЕРАТОРОВ БОЛЬШОЙ МОЩНОСТИ ВОДОРОДОМ

В статье обосновано применение водорода для охлаждения машин большой мощности. Предложено соотношение для определения коэффициента теплоотдачи между водородом и внутренними стенками охлаждающих каналов в проводниках обмотки ротора, представляющее собой граничные условия III-го рода. Описаны методики проведения испытаний, позволяющие определить температуру обмотки ротора турбогенератора, и представлены результаты проведенных экспериментов. Выполнено исследование теплового состояния обмотки ротора методом конечных элементов.

Ключевые слова: турбогенератор, ротор, обмотка, граничные условия.

Введение. Объектом исследования данной работы является ротор турбогенератора, так как он представляет собой особо нагруженный узел. Обмотка ротора выполняет токопроводящую функцию, находясь при этом под действием центробежных сил. В турбогенераторах большой мощности применяется способ непосредственного охлаждения обмоток ротора, при котором охлаждающая среда движется непосредственно по внутренним каналам в проводниках обмотки ротора [1]. Для интенсификации теплопередачи в качестве охлаждающей среды целесообразно использовать водород, который имеет высокий коэффициент теплоотдачи.

В турбогенераторе мощностью 550 МВт осуществлен переход на водородное охлаждение ротора. До настоящего момента в турбогенераторах большой мощности применялось непосредственное охлаждение обмоток ротора водой. Замена охлаждающей среды в роторе на водород позволит избавиться от трудности организации водоподвода, эрозии и кавитационных явлений в медных проводниках обмотки ротора, характерных для систем с водяным охлаждением. Это позволит эффективно использовать водород, нагнетаемый вентиляторами, установленными по обоим торцам вала, и применить его как для охлаждения сердечника статора, так и для охлаждения обмотки ротора. Для исследуемого генератора избыточное давление водорода в системе охлаждения составляет 5 атм.

Анализ основных достижений и литературы. Распределение температуры в теле ротора и в его узлах описывается стационарным нелинейным дифференциальным уравнением Пуассона в частных производных [2]:

$$\lambda_x \frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} + \lambda_y \frac{\partial^2 \theta}{\partial y^2} + \lambda_z \frac{\partial^2 \theta}{\partial z^2} + w = 0,$$

где θ – разность температур, К;

λ – теплопроводность, Вт/(м·К);

w – объемная плотность тепловыделения, Вт/м³.

Для непосредственно охлаждаемого проводника с током решение уравнения Пуассона в одномерной постановке (вдоль оси x) впервые было получено и решено С.Б. Васютинским и Г.П. Ногаенко [3]. Более подробно данный метод рассмотрен в книге А.И. Москвитина [4]. Результаты расчета в одномерной постановке теплового состояния проводника, охлаждаемого различными средами, а, именно: водой, воздухом, водородом, представлены в книге И.Ф. Филиппова [1].

Наиболее распространенным методом определе-

ния теплового состояния элементов турбогенератора является метод тепловых схем замещения. К его достоинствам можно отнести достаточную простоту в использовании. Согласно данному методу превышение температуры есть произведение тепловой нагрузки на сопротивление теплоотдачи на границе между элементом и охлаждающей средой. Так для обмотки ротора тепловая нагрузка определяется как отношение мощности потерь, выделяемых в медных проводниках, к площади поверхности тепловыделения. Сопротивление теплоотдачи обратно пропорционально произведению площади сечения охлаждающего канала и коэффициента теплоотдачи. Данный метод использован при моделировании теплового состояния обмоток ротора турбогенератора мощностью 200 МВт с непосредственной системой охлаждения [2]. Недостаток метода состоит в том, что он не предоставляет возможности установить распределение температуры по всему объему ротора, а также учесть различие в условиях теплопередачи на разных участках ротора. С помощью данного метода возможно оценить только среднее превышение температуры узлов ротора.

Задача определения температурного поля ротора турбогенератора мощностью 20 МВт с непосредственным охлаждением обмотки воздухом решена в [5] методом конечных элементов в двумерной постановке. Учтен теплообмен на поверхности зуба ротора, теплообмен между медью витков и воздухом в радиальном вентиляционном канале, а также теплообмен между сердечником и воздухом в подпазовом канале. Однако, в данной работе рассмотрено течение только в радиальном канале, что не позволяет перенести полученные результаты на течение в аксиальном канале ротора турбогенератора большой мощности и распространить результаты расчетов на водород; не рассмотрено трехмерное распределение температур в роторе.

Цель исследования, постановка задачи. Для оценки эффективности применения непосредственного охлаждения ротора турбогенератора водородом необходимо решить ряд задач, а именно:

1. Разработать математическую модель трёхмерного теплового состояния обмотки ротора.
2. Определить условия теплообмена (граничные условия) между водородом и внутренними стенками охлаждающих каналов в проводниках обмотки ротора.
3. Определить тепловыделения в обмотке для различных режимов работы турбогенератора.
4. Провести анализ теплового состояния обмот-

© К. А. Кобзарь, П. Г. Гакал, Е. А. Овсянникова, 2015

ки ротора методом конечных элементов с использованием предложенных моделей, граничных условий.

5. Провести натурные испытания с целью определения температур в обмотке ротора для подтверждения полученных результатов расчета.

Решение уравнения Пуассона в трехмерной постановке возможно только с применением специальных численных методов. Предложено использовать метод конечных элементов, реализованный в компьютерной среде SolidWorks [6]. Для замыкания уравнения применены граничные условия III рода, отображающие условия теплопередачи на границах системы с охлаждающей средой. Граничные условия представляют собой распределение коэффициента теплоотдачи на внутренней стенке проводника обмотки ротора при турбулентном течении водорода. Для определения коэффициента теплоотдачи предложена формула [7]:

$$\alpha = \frac{\lambda}{d_{\text{экв}}} \cdot \frac{\frac{\xi}{8} \cdot Re_f \cdot Pr_f \cdot \psi}{1 + \frac{900}{Re_f} + 12,7 \cdot \sqrt{\frac{\xi}{8}} \cdot \left(Pr_f^{2/3} - 1 \right)} \cdot \left(1 - \frac{0,45}{2,4 + Pr_f} \right) \times \left(\frac{d_1}{d_2} \right)^{-n} \cdot \zeta, \text{ Вт/м}^2 \text{ К}$$

где λ – коэффициент теплопроводности газа, Вт/(м·К);

d_1 – эквивалентный диаметр внутреннего охлаждающего канала проводника, м;

d_2 – эквивалентный диаметр проводника по наружному периметру, м;

$d_{\text{экв}} = d_2 - d_1$ – эквивалентный диаметр проводника, м;

ζ – поправочный коэффициент, зависящий от отношения d_1/d_2 и Re_f ;

ψ – коэффициент, учитывающий свойства газа;

ξ – коэффициент сопротивления трения при изотермическом течении в гладких трубах;

Re_f – число Рейнольдса газа, определенное по эквивалентному диаметру и температуре газа;

Pr_f – число Прандтля, определенное по температуре газа.

Формула справедлива в диапазоне значений d_1/d_2 от 0,03 до 1, чисел Прандтля Pr_f от 0,7 до 100 и чисел Рейнольдса Re_f от 10^4 до 10^6 . $n=7$ в диапазоне Re_f 10^4 – 10^5 .

Для водорода число Прандтля $Pr_f \approx 0,7$ и слабо зависит от температуры. Режим установившегося течения в охлаждающих каналах ротора – турбулентный. Порядок критерия Рейнольдса $Re_f \approx 10^4$. Характер изменения плотности, вязкости и теплопроводности **водорода** описывается следующими формулами:

$$\rho_{H_2} = 0,08987 \cdot P_{H_2} \cdot \left(\frac{273}{273 + T_{H_2}} \right), \text{ кг/м}^3,$$

$$\lambda_{H_2} = 0,174 \cdot (1 + 0,0024022 \cdot T_{H_2}), \text{ Вт/м} \cdot ^\circ\text{С},$$

$$\nu_{H_2} = \frac{8,4 \cdot 10^{-6}}{\rho_{H_2}} \cdot \sqrt{\frac{273 + T_{H_2}}{273}} \cdot \frac{1,267}{1 + \frac{73}{273 + T_{H_2}}}, \text{ м}^2/\text{с},$$

где P_{H_2} – давление водорода, атм;

T_{H_2} – температура водорода, $^\circ\text{С}$.

Методика проведения испытаний турбогенератора. На ГП Завод "Электротяжмаш" проведены тепловые испытания генератора мощностью 550 МВт в режиме холостого хода и короткого замыкания. Температура обмотки ротора определялась косвенно. До включения машины в сеть проведено измерение сопротивления обмотки ротора в холодном состоянии, когда температура обмоток равна температуре окружающей среды. При проведении испытаний измерены сопротивления проводников при действии постоянного тока, т.е. в горячем состоянии. Для измерения сопротивлений проводников обмотки применен метод вольтметра-амперметра. По изменению сопротивления, согласно известным зависимостям для материала проводников обмотки, определяется среднее превышение температуры обмотки над температурой охлаждающей среды на выходе из газоохладителя. Температура холодного газа на выходе из газоохладителя $t_{\text{х.г.}} = 40^\circ\text{С}$.

Опыт холостого хода без возбуждения проводится при разомкнутой обмотке статора, когда ток в обмотке статора равен нулю $I=0$ [8]. Характеристику холостого хода снимают при питании обмотки возбуждения от постороннего источника. После включения генератора в сеть к обмотке возбуждения подводится постоянный ток. С помощью вспомогательного привода, соединенного механически с генератором, устанавливают и поддерживают постоянную частоту вращения ротора генератора. При установившейся частоте вращения увеличивают ток возбуждения, протекающий в обмотке ротора генератора, до тех пор, пока линейное напряжение в цепи статора (U_0) не достигнет значения $U_0 = 1,3 \cdot U_n$, где U_n – номинальное напряжение статора, соответствующее силе тока в обмотке статора $I = I_n$. Установив значение напряжения $U_0 = 1,3 \cdot U_n$ постепенно уменьшают ток возбуждения до $i_b = 0$. Характеристика холостого хода представляет собой зависимость $U = f(i_b)$. Частота вращения (n_n) измеряется частотомером с ценой деления 0,2 Гц. Напряжение статора измеряется вольтметром постоянного тока, предел измерения от 75 В до 600 В, класс точности 0,5. Напряжение возбуждения в обмотке ротора u_f измеряют при помощи пары контактных колец измерительного токосъемника, на которые выводятся провода от концов обмотки (т.е. с траверс щеточного аппарата). Ток возбуждения i_b в обмотке ротора определяется косвенно, по напряжению в шунтах, измеренному милливольтметром постоянного напряжения.

Для максимального значения измеренного тока возбуждения i_b рассчитывается сопротивление обмотки ротора по закону Ома:

$$R_r = \frac{u_f}{i_b},$$

где R_r – сопротивление обмотки возбуждения, измеренное при испытании (в горячем состоянии), Ом.

Данный способ позволяет определить среднюю температуру обмотки ротора.

$$t = \frac{R_r - R_x}{R_x} \cdot (2365 + t_x) + t_x,$$

где R_r – сопротивление обмотки возбуждения, измеренное при испытании, Ом;

R_x – сопротивление обмотки возбуждения в холодном состоянии, (приведенное к температуре $t_x=15^\circ\text{C}$);

t_x – температура при которой определялось R_x ($t_x=15^\circ\text{C}$).

Опыт установившегося трехфазного короткого замыкания проводится при замкнутых накоротко выводах генератора [8]. Схема испытания представлена на рис.1.

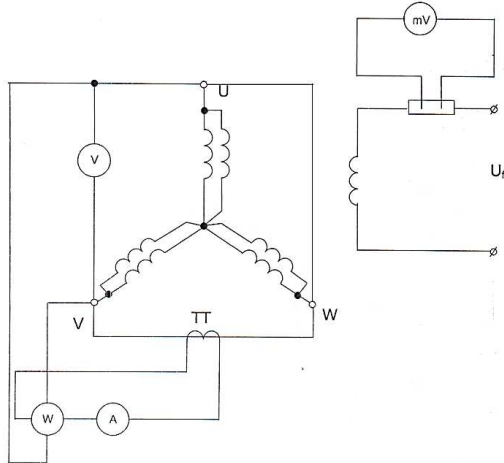


Рис. 1 – Схема испытания синхронного генератора в режиме трехфазного короткого замыкания

Фазы замкнуты друг с другом и на нейтраль через трансформатор тока. Вращение ротора генератора осуществляется вспомогательным приводом с постоянной частотой вращения $n=n_n$.

Изменяют ток возбуждения i_b от значения, при котором ток короткого замыкания $I_{к.з.}=1,1 \cdot I_n$ до $i_b=0$. Характеристика представляет собой зависимость тока в обмотке статора от тока возбуждения $I_{к.з.}=f(i_b)$. Измерение силы тока в фазах обмотки статора производится с помощью трех амперметров переменного тока с пределами измерений 5 А, класса точности 0,5. Ток возбуждения в обмотке ротора измеряется косвенно по напряжению в шунтах, измеренному милливольтметром. Применен шунт с параметрами 3000 А, 75 мВ.

Изменение температуры обмотки на различных режимах работы по результатам расчетов численным методом и результатам испытаний представлено на рис. 2.

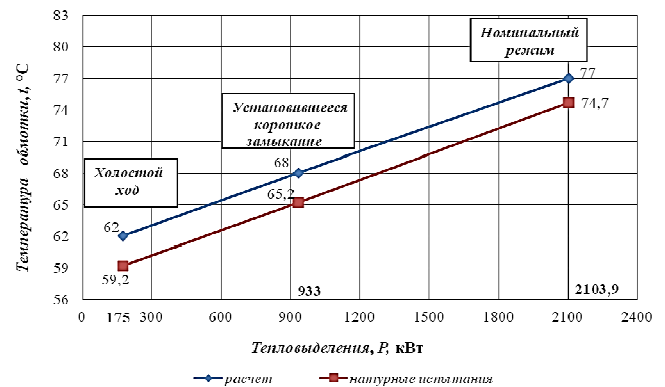


Рис. 2 – Зависимость температуры обмотки ротора от тепловыделений

При аппроксимировании прямой, полученной по результатам проведенных испытаний, максимальная температура обмотки ротора в номинальном режиме составила $74,7^\circ\text{C}$ ($347,7\text{ K}$). Допустимая предельная температура нагрева изоляции обмотки ротора составляет 105°C (класс «F»).

Результаты расчетов численным методом. В связи с особенностями организации течения теплоносителя – выход охлаждающей среды из обмотки осуществляется в средней части бочки ротора – рассматривается только половина пазовой части обмотки длиной 3 м. Исследована пазовая часть катушки обмотки ротора генератора мощностью 550 МВт. Катушка состоит из 5 проводников. Водород движется по внутренним каналам проводников. Трёхмерная модель отстроена до середины ротора длиной 3 м, т.к. в этом месте происходит выход охлаждающей среды (симметричная задача). Результаты расчётов для номинального режима, характеризованного силой тока в обмотке возбуждения $i_b=4650\text{ A}$, представлены на рис. 3.

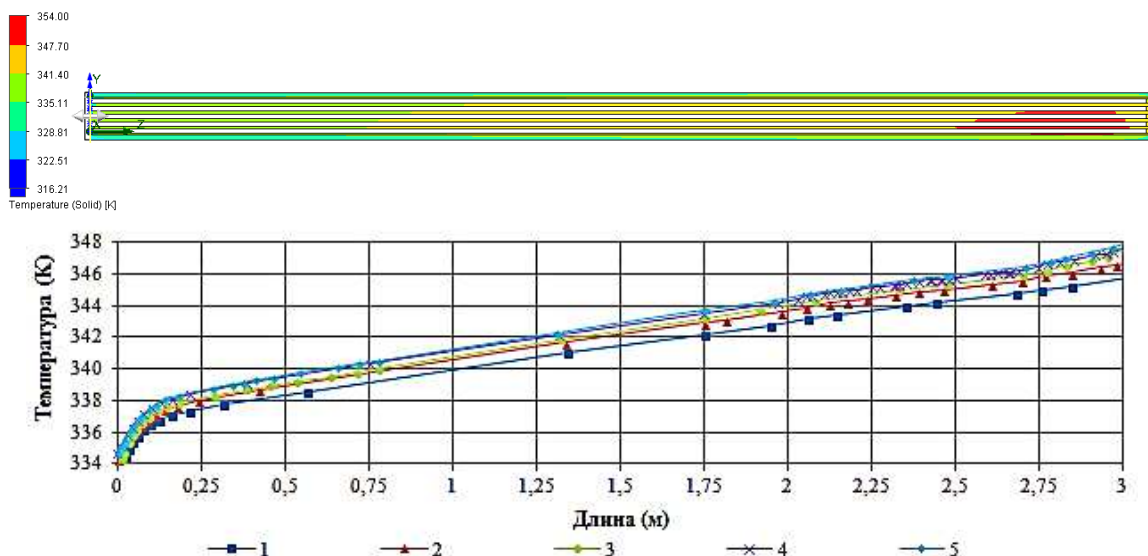


Рис. 3 – Изменение температуры вдоль пазовой части проводника катушки для номинального режима

Характер изменения температуры вдоль пазовой части обусловлен падением скорости охлаждающей среды при движении вдоль проводника и уменьшением способности водорода отбирать теплоту от проводника вследствие повышения собственной температуры.

Выводы. Применение водорода в качестве охлаждающего ротора турбогенератора мощностью 550 МВт весьма перспективно. Для определения теплового состояния обмотки ротора в трёхмерной постановке применен метод конечных элементов.

Сравнение расчётных данных и результатов испытаний показывает, что погрешность расхождения расчётных температур с результатами измерений составляет не более 10 %, что подтверждает адекватность модели и замыкающего соотношения для расчета коэффициента теплоотдачи. Анализ результатов расчёта теплового состояния ротора генератора мощностью 550 МВт позволяет сделать вывод о допустимости режима работы генератора при номинальном значении тока.

Список литературы: 1. Филлипов, И.Ф. Вопросы охлаждения электрических машин / И.Ф. Филлипов. – М.: Энергия, 1964. – 334с. 2. Извехов, В.И. Проектирование турбогенераторов / В.И. Извехов, Н.А. Серихин, А.И. Абрамов. – М.: Издательство МЭИ, 2005. – 440с. 3. Васютинский С.Б. Тепловой расчет токоведущих трубок / С.Б. Васютинский, Г.П. Ногаенко // Вестник электропромышленности. – 1957. – № 10. 4. Москвитин, А.И. Непосредст-

венное охлаждение электрических машин / А.И. Москвитин. – Изд. АН СССР, 1962. 5. Вэйли, Л. Температурное поле ротора турбогенератора с непосредственным охлаждением с подпазовыми и радиальными каналами: дис. ... к.т.н. / Вэйли Ли. – Санкт-Петербург, 1997. 6. Алямовский, А.А. SolidWorks 2007/2008. Компьютерное моделирование в инженерной практике / А.А. Алямовский, А.А. Собачкин, Е.В. Одинцов, А.И. Харитонович, Н.Б. Пономарев. – СПб.: БХВ-Петербург, 2008. – 1040 с. 7. Теплотехнический справочник: в 2-х т. / под ред. В.Н. Юренива и П.Д. Лебедева Т.2. – М.: «Энергия», 1976. – 896 с. 8. Гуревич, Э.И. Испытание синхронных машин: Учеб. пособие / Э.И. Гуревич, Т.И. Егорова, Б.В. Сидельников, Н.А. Солдатенкова, М.В. Сочава, Н.Н. Чернышев. – СПб.: Изд-во СПб ГПУ, 2004. – 104с.

Bibliography (transliterated): 1. Fillipov, I.F. *Voprosy ohlazhdeniya elektricheskikh mashin*. I.F. Fillipov. – Moscow: Energija, 1964. – 334. Print. 2. Izvehov, V.I. *Proektirovanie turbogeneratorov*. V.I. Izvehov, N.A. Serihin, A.I. Abramov. – Moscow: Izdatel'stvo MEI, 2005. – 440 p. Print. 3. Vasjutinskij, S.B. *Teplovoj raschet tokovedushhih trubok*. S.B. Vasjutinskij, G.P. Nogaenko. *Vestnik elektro-promyshlennosti*. – 1957. – № 10. Print. 4. Moskvitin, A.I. *Neposredstvennoe ohlazhdenie elektricheskikh mashin*. A.I. Moskvitin. – Izd. AN SSR, 1962. Print. 5. Aljamovskij, A.A. *Solid Works 2007/2008. Komp'juternoe modelirovanie v inzhenernoj praktike*. A.A. Aljamovskij, A.A. Sobachkin, E.V., Odincov, A.I. Haritonovich, N.B. Ponomarev. – St. Petersburg: BHV-Peterburg, 2008. – 1040 p. Print. 6. Isachenko, V.P. *Teploperedacha: uchebnik dlja vuzov*. V.P. Isachenko, V.A. Osipova, A.S. Sukomel. – 3-e izd. – Moscow: Energija, 1975. – 488 p. Print. 7. *Teplotekhnicheskij spravochnik: v 2-h t. pod red. V.N. Jurenevai P.D. Lebedeva T.2.* – Moscow: Energija, 1976. – 896 p. Print. 8. Vjejli, L. *Temperaturnoe pole rotora turbogenerators s neposredstvennym ohlazhdeniem s podpazovymi i radial'nymi kanalami: dis. ... k. t. n.* / Vjejli Li. – Sankt-Petrburg, 1997.

Поступила (received) 05.10.2015



Кобзарь Константин Александрович – главный конструктор по турбогенераторам, ГП завод «Электротяжмаш», Харьков, Украина; e-mail: kk7@ukr.net

Kobzar Konstantin Aleksandrovich – Chief Designer of turbogenerators, State Enterprise plant "Electrotyazhmash", Kharkov, Ukraine; e-mail: kk7@ukr.net



Гакал Павел Григорьевич – доктор технических наук, доцент, заведующий кафедрой аэрокосмической теплотехники, Национальный аэрокосмический университет им. Н.Е. Жуковского «ХАИ», Украина; тел.: (057) 788-42-05, (097) 441-85-78; e-mail: pavlo.gakal@gmail.com

Gakal Pavel Grigorievich – Doctor of Technical Sciences, Docent, National Aerospace University, Associate Professor at the Department of Thermal Engineering Aerospace



Овсянникова Елена Александровна – инженер-конструктор I категории, ГП завод «Электротяжмаш», соискатель Национальный аэрокосмический университет им. Н.Е. Жуковского «ХАИ», Украина; тел.: (096) 584-38-11, (093) 308-61-54; (095) 059-81-85; e-mail: Ovsyannikova_Elena90@mail.ru

Ovsyannikova Elena Aleksandrovna – engineer-designer I category, State Enterprise plant "Electrotyazhmash", candidate at the National Aerospace University; tel: (096) 584 38 11, (093) 308-61-54; (095) 059 81 85 e-mail: Ovsyannikova_Elena90@mail.ru

УДК 621.3

І. О. КОСТЕНКО, О. М. ПЕТРЕНКО

АЛГОРИТМ КЕРУВАННЯ DC-DC ПЕРЕТВОРЮВАЧЕМ
ДЛЯ ПРИСТРОЮ ОСЛАБЛЕННЯ ПОЛЯ

Пропонується алгоритм керування DC-DC системою ослаблення поля тягових двигунів змішаного збудження. Наведені структурна схема DC-DC перетворювача та функціональна схема алгоритму керування. Задача виконується за допомогою мікроконтролера, а також ряду допоміжних датчиків, зокрема датчиків струму, температури, обертів, напруги, тощо. Система розглядається на прикладі тролейбусу ЗІУ-9 з резистивно-контакторною системою керування.

Ключові слова: алгоритм, DC-DC перетворювач, двигун, ослаблення поля, мікроконтролер

Вступ. З метою покращення енергоефективності рухомого складу, а також його регулювальних характеристик приймаються різні засоби. Зокрема, вдосконалення схемних рішень, перехід на імпульсні системи керування тяговим двигуном, застосування напівпровідникових ключових приладів з меншими внутрішніми втратами, тощо. Режим ослаблення поля тягових двигунів є одним з основних режимів роботи рухомого складу електротранспорту. В попередніх статтях [1, 2] автором було детально розглянуто вдосконалення системи ослаблення поля за допомогою DC-DC перетворювача. Обґрунтовані всі переваги та недоліки такого способу регулювання збудження машини постійного струму, але зовсім не було порушено питання системи керування, зокрема алгоритму, відповідно за яким повинно відбуватися ослаблення поля.

Мета. Детальне роз'яснення алгоритму роботи системи керування ослаблення поля тролейбусу ЗІУ-9 з використанням DC-DC перетворювача.

Розширена структурна схема DC-DC перетворювача з усіма необхідними датчиками наведена на рис. 1.

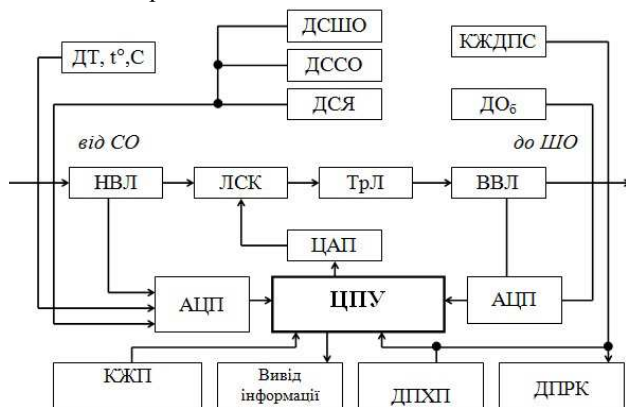


Рис. 1 – Розширена структурна схема DC-DC перетворювача: ДПХП – датчик положення ходової педалі водія; ДПРК – датчик положення реостатного контролера; ДСШО – датчик струму шунтової обмотки; ДССО – датчик струму серієсної обмотки; ДСЯ – датчик струму якоря; ДО₆ – датчик обертів валу двигуна; ДТ – датчик температури двигуна та перетворювача; КЖП – контролер живлення перетворювача DC-DC перетворювача; КЖДПС – контролер живлення двигуна постійного струму

Алгоритм роботи контролера DC-DC перетворювача на рухомому складі. На початку роботи програми контролера, зчитуються з ПЗУ прописані заздалегідь значення струму "прибавки" в шунтової обмотці $\Delta I_{ш}$ (1-10А), а також значення допустимої величини відхилення ослаблення поля $\Delta \alpha$ (в межах 0,03-0,01). Далі перевіряється стану датчиків контролерів живлення перетворювача і тягового двигуна (логічна "1" у разі, якщо живлення напруги двигуна і перетворювача знаходяться в допустимих межах).

Потім зчитуються значення датчиків ДПХП (датчик положення ходової педалі) і ДПРК (датчик положення реостатного контролера).

ДПХП може мати 5 можливих станів: відключено, маневрове, I ходове, II ходове, III ходове. ДПРК-7 значень відповідних 6 останнім позиціям реостатного контролера з 13 по 18 і "викл". Причому, кожне положення ходової педалі повинно строго відповідати певним позиціям реостатного контролера (див. табл. 1). Якщо відповідності немає-видається повідомлення про помилку (не вказано в схемі алгоритму), якщо відповідність виконується – програма переходить до наступного кроку.

Таблиця 1 – Таблиця відповідностей значень датчиків ДПХП і ДПРК

ДПХП	ДПРК	Дозвіл на перехід до наступного кроку
"відключено"	Будь-яке	No
Маневрове	"відключено"	No
I	"відключено"	No
I	14,15	Yes
II	16,17	Yes
III	18	Yes

Алгоритм роботи програми контролера DC-DC перетворювача наведено на рис. 2.

У разі отримання результату «No», програма контролера знову повертається до перевірки станів датчиків ДПХП і ДПРК, витримавши деяку затримку в часі (від 1 до 500 ms) і повторно перевіривши рівні живлячої напруги.

У разі результату «Yes», програма переходить до перевірки станів датчиків струмів якоря, серієсної і шунтової обмоток, а також перевіряються температурні режими силових ключів DC-DC перетворювача і високочастотного трансформатора.

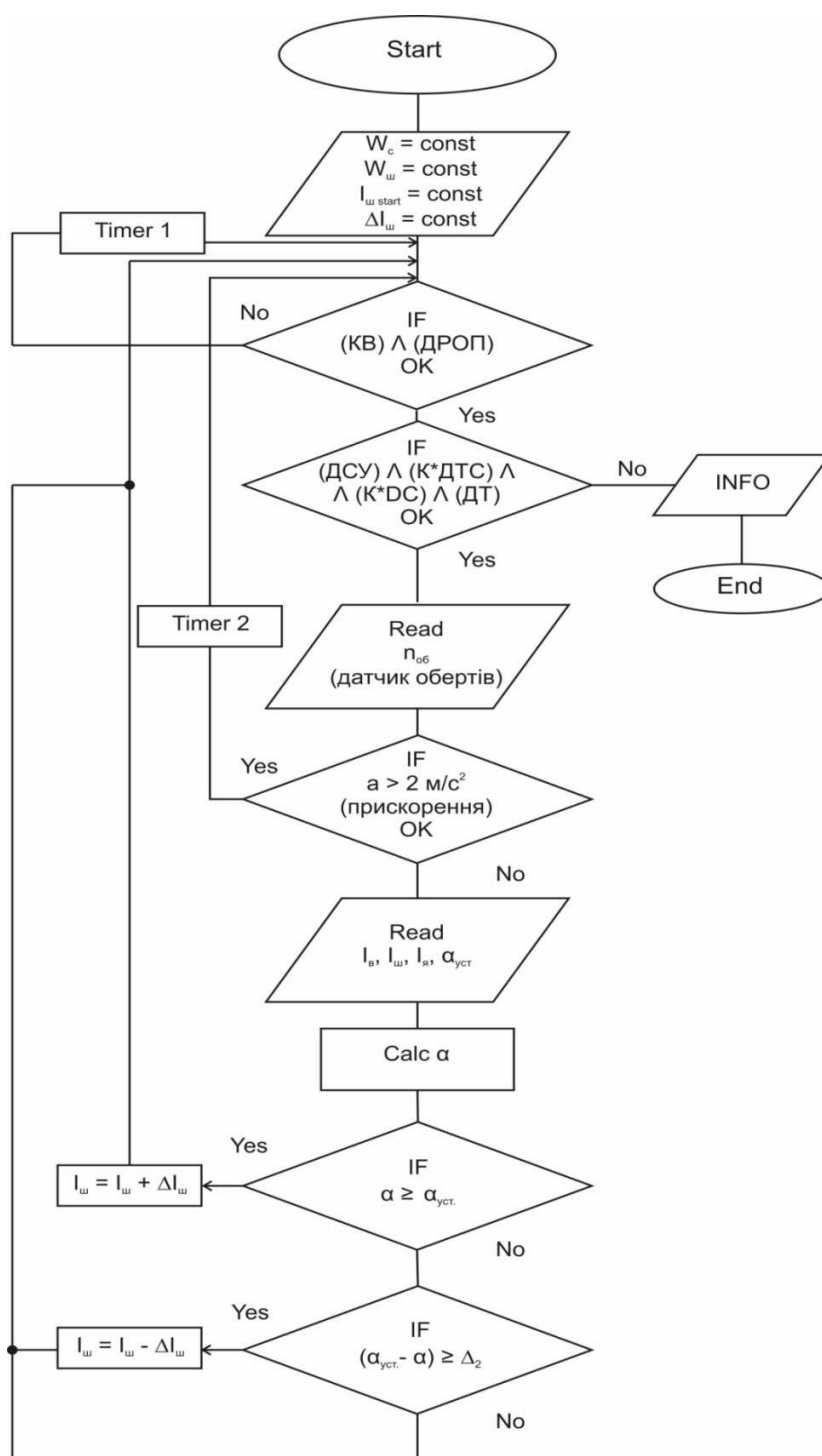


Рис. 2 – Функціональна схема алгоритму роботи програми контролера DC-DC перетворювача

Якщо всі рівні струмів і температур знаходяться в допустимих межах (граничні межі заздалегідь прописуються в ПЗУ), то контролер переходить до наступного кроку, де відбувається зчитування числа оборотів в обертання двигуна за секунду. Ці дані необхідні для визначення величини прискорення рухомого складу.

Далі слід порівняння обчисленого значення прискорення α з допустимо можливим (може бути встановлено в межах від 1 до 2 м/с). У разі, коли обчислене прискорення з яких-небудь причин перевищує припустиме, контролер витримує "паузу" в

десятки мілісекунд і проводить вимірювання та порівняння повторно, починаючи з перевірки напруги живлення.

У тому випадку, якщо величина прискорення не перевищує допустимого значення, контролер виконує зчитування значень струмів якоря, шунтової і сервісної обмоток, а також значення величини ослаблення поля, що відповідає положенню реостатного контролера на момент зчитування інформації. Дані відповідностей положення позицій реостатного контролера і рівня ослаблення поля тягового двигуна приведені в табл. 2.

Таблиця 2 – Таблиця відповідностей значень ДПРК і $\alpha_{уст}$

ДПРК	$\alpha_{уст}, \%$
13	100
14	90
15	72
16	53
17	40
18	30

Значення $\alpha_{уст}$ – це та величина ослаблення поля тягового двигуна, яку потрібно отримати за допомогою DC-DC перетворювача.

Далі відбувається обчислення α виходячи з обчислених значень струмів якоря, шунтової і серієсної обмоток в попередньому кроці.

Обчислене значення α порівнюється з $\alpha_{уст}$. Якщо значення α більше $\alpha_{уст}$ (тобто, розраховані значення ослаблення поля не досягли необхідного $\alpha_{уст}$), тоді контролер збільшує струм шунтової обмотки на задану величину $\Delta I_{ш}$ шляхом збільшення часу відкривання силових ключів.

У разі, якщо ж величина α виявилася менш $\alpha_{уст}$, тоді контролер перевіряє величину α на предмет "переослаблення". Якщо величина α не перевищила допуск $\Delta\alpha$, то контролер, не вживаючи ніяких дій, повертається на етап перевірки живлячих напруг. Якщо ж допустиме відхилення $\Delta\alpha$ перевищено, контролер зменшує струм в шунтової обмотці шляхом зменшення часу відкривання силових ключів. Після додавання (віднімання) струмів до шунтової обмотки, програма контролера повертається в точку перевірки живлячих напруг.

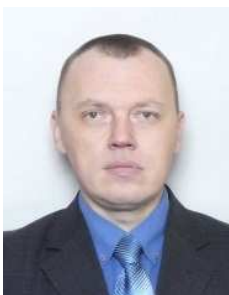
Цикл роботи контролера завершений.

Висновки. Розроблено алгоритм роботи схеми ослаблення поля з використанням високочастотного перетворювача для роботи на електрорухомому складі. Детально роз'яснено принцип його функціонування. Використання даного алгоритму роботи системи ослаблення поля на основі DC-DC перетворювача дозволяє переобладнання реостатної системи ослаблення поля рухомого складу без суттєвих переробок.



Костенко Іван Олександрович – Харківський Національний університет міського господарства ім. О.М. Бекетова, асистент кафедри електричного транспорту; тел.: (057) 705-31-14

Kostenko Ivan Aleksandrovich – Kharkiv National University of Urban Economy O.M. Beketov, the assistant of electric transport; tel.: (057) 705-31-14



Петренко Олександр Миколайович – кандидат технічних наук, Харківський Національний університет міського господарства ім. О.М. Бекетова, старший викладач кафедри електричного транспорту; тел.: (095) 688-27-16; e-mail: petersanya2007@mail.ru.

Petrenko Alexander Nikolayevich – Candidate of Technical Sciences (Ph. D.), Kharkiv National University of Urban Economy O.M. Beketov, Senior Lecturer at the Department of Electrical transport, tel.: (095) 688-27-16; e-mail: petersanya2007@mail.ru.

Список літератури: 1. Андрійченко В.П., Костенко І.О., Герасименко В.А. Вдосконалення системи керування рухомим складом електричного транспорту з використанням DC-DC перетворювача. Коммунальное хозяйство городов: Научн.-техн. сб.: Выпуск 103. – К.: Техніка. 2012. – С. 489 – 497. 2. Андрійченко В.П., Закурдай С.О. Костенко І.О. Вдосконалення способу регулювання збудження тягових двигунів постійного струму. Східно-Європейський журнал передових технологій.: Випуск 67. – Издательский дом «Додэка - XXI», 2014. С. 31-35. 3. Шуров Н.И. Теория электрической тяги: [Учеб. Пособие] / Н. И. Шуров – Новосибирск: Изд-во НГТУ, 2004. – 100с. 4. Воронин П. А. Силовые полупроводниковые ключи: семейства, характеристики, применение / П. А. Воронин – М.: Издательский дом «Додэка - XXI», 2005. – 384 с. 5. Фрайден Дж. Современные датчики. Справочник / Дж. Фрайден. – М.: Техносфера, 2005. – 592 с. 6. Импульсные источники питания. Теоретические основы проектирования и руководство по практическому применению / Пер. с англ. – М.: Издательский дом «Додэка-XXI», 2008. – 272с. 7. Ефремов И. С. Теория и расчет электрооборудования подвижного состава городского транспорта / И. С. Ефремов, Г. В. Косарев. – М.: Высшая школа, 1976. – 473с. 8. Звонарев Е. Микросхемы для DC/DC-преобразователей от ST Microelectronics / Звонарев Е. – Информационно-технический журнал для разработчиков электроники. – 2010, №6.

Bibliography (transliterated): 1. Andriychenko V.P., Kostenko I.O., Herasymenko V.A. Vdoskonalennya systemy keruvannya rukhomym skladom elektrychnoho transportu z vykorystanniam DC-DC peretvoryuvacha. Kommunal'noekhoz-vo horodov: Nauchn.-tehn. sb.: Vypusk 103. Kiev: Tekhnika. 2012. 489-497. Print. 2. Andriychenko V.P., Zakurday S.O., Kostenko I.O. Vdoskonalennya sposobu rehulyuvannya zbudzhennya tyahovykh dvyhuniv postynoho strumu. Skhidno-Yevropeys'kyi zhurnal передових tehnolohiy: No 67. – Izdatel'stvo 2014. 31-35. Print. 3. Shhurov N.I. Teoriya jelektricheskoy tzhagi: Ucheb. Posobie. N. I. Shhurov. Novosibirsk: Izd-vo NGTU, 2004. – 100 p. Print. 4. Voronin P. A. Silovye poluprovodnikovye kljuchi: semeystva, harakteristiki, primenenie. P.A. Voronin – Moscow: Izdatel'skij dom «Dodjeka - XXI», 2005. – 384 p. Print. 5. Frajden Dzh. Sovremennye datchiki. Spravochnik. Dzh. Frajden. – Moscow: Tehnosfera, 2005. – 592 p. Print. 6. Impul'snye istochniki pitaniya. Teoreticheskie osnovy proektirovanija i rukovodstvo po prakticheskomu primeneniju. Per. s angl. – Moscow: Izdatel'skij dom «Dodjeka-XXI», 2008. – 272 p. Print. 7. Efremov I.S. Teoriya i raschet jelektooborudovanija podvizhnogo sostava gorodskogo transporta. I. S. Efremov, G. V. Kosarev. – Moscow: Vysshaja shkola, 1976. – 473 p. Print. 8. Zvonarev E. Mikroschemy dlja DC/DC-preobrazovatelej ot ST Microelectronics. Zvonarev E. – Informacionno-tehnicheskij zhurnal dlja razrabotchikov jelektroniki. – 2010, No 6.

Поступила (received) 09.10.2015

УДК 621.313.17

Г. В. КУЛИНЧЕНКО, А. М. МАСЛЕННИКОВ, В. А. БАГУТА, А. А. ДУНЕВ

ОБЕСПЕЧЕНИЕ ДИНАМИЧЕСКИХ ПОКАЗАТЕЛЕЙ ЭЛЕКТРОПРИВОДА НА ОСНОВЕ ДВИГАТЕЛЯ С КАТЯЩИМСЯ РОТОРОМ

Проанализированы основные факторы, обеспечивающие увеличение вращающего момента двигателя с катящимся ротором. На основе выбранного направления исследований сформулированы требования к системе управления двигателем. Разработанная схема управления позволяет оптимизировать параметры электропривода запорно-регулирующей арматуры. Полученные результаты показали улучшение динамических показателей электропривода на основе двигателя с катящимся ротором.

Ключевые слова: магнитная система, двигатель с катящимся ротором, система управления, широтно-импульсная модуляция.

Введение. Основная тенденция развития электропривода проявляется в удовлетворении следующих требований:

- заданная точность позиционирования и необходимая скорость изменения положения рабочего органа;
- работа в пограничных режимах;
- постоянная скорость при переменной нагрузке;
- широкий диапазон регулирования по скорости и крутящему моменту.

Большая часть систем электроприводов переменного тока, которая используется в запорно-регулирующей арматуре (ЗРА), стрелочных железнодорожных переводах и прочих подобных устройствах морально устарела. Это связано с традиционным применением релейной автоматики для управления этим электроприводом. Контроль положения запорного органа осуществляется при помощи концевых выключателей, а для ограничения вращающего момента применяются кулачковые или фрикционные муфты.

Более эффективное управление обеспечивается в результате использования преобразователей частоты со скалярной системой управления. Однако такие схемы не обеспечивают возможности прямого управления моментом, имеют низкую точность и недостаточные динамические показатели, вследствие чего наблюдаются вариации регулируемых потоков жидкостей или газов, неконтролируемые ударные нагрузки на уплотнительные поверхности.

Одним из перспективных направлений построения подобного электропривода представляется использование вентильных двигателей и двигателя с катящимся ротором (ДКР). Система управления этих двигателей позволяет с высокой степенью точности позиционировать положение ротора и регулировать вращающий момент. В отличие от асинхронного двигателя, который используется в сочетании с механическим редуктором для решения сформулированных задач, ДКР позволяет совместить в себе функции электродвигателя и редуктора[1].

Поскольку большинство систем управления не обеспечивает в полной мере выполнения требований, предъявляемых к средствам автоматизации электропривода ЗРА, то актуальной задачей совершенствования параметров электропривода является комплексный подход к разработке

аппаратно-программных модулей системы управления электропривода ЗРА.

Поиск компромиссов по реализации программной и аппаратной части модуля осуществляется на основании информации о характеристиках рабочего органа, так как именно эта информация позволяет получить эффективные режимы функционирования электропривода.

Цель исследований. Анализ факторов, определяющих преобразование электромагнитной энергии в ДКР для создания эффективной системы управления двигателем, обеспечивающей получение максимального вращающего момента при заданных конструктивных параметрах.

Материалы исследований. Комплекс требований, которые обеспечивают надежность функционирования электропривода ЗРА, напрямую или косвенно определяется динамическими характеристиками используемого двигателя. При этом универсальным динамическим показателем электродвигателя, характеризующим быстродействие ДКР, является его приемистость Π [2]:

$$\Pi = M_r^2 / J_p, \quad (1)$$

где M_r – вращающий момент ДКР;

J_p – момент инерции ротора ДКР.

Откуда видно, что перспективы улучшения динамических показателей электропривода определяются возможностями повышения величины вращающего момента двигателя, поскольку минимизация момента инерции ротора ДКР ограничена конструктивными возможностями.

Момент двигателя зависит не только от геометрических параметров двигателя, но и от значения индукции поля в воздушном зазоре ДКР[1]:

$$M_r = k \cdot d_r^2 l_s k_z B_{\delta m}^2 \cdot \sin \theta \quad (2)$$

где θ – угол нагрузки;

k – коэффициент пропорциональности, зависящий от схемы обмотки;

d_r – диаметр ротора;

l_s – активная длина сердечника ротора;

k_z – относительная ширина зубца;

$B_{\delta m}$ – максимальное значение индукции в воздушном зазоре.

Таким образом, задача достижения приемлемых динамических показателей электропривода путем

повышения вращающего момента ДКР сводится к получению требуемых значений магнитной индукции в воздушном зазоре ДКР (рис. 1). Распределение значений магнитной индукции зависит от длины воздушного зазора, который определяется разностью диаметров статора и ротора, свойствами материала магнитной системы двигателя и величиной МДС, создаваемой обмоткой статора:

$$B_{\delta} = \frac{2 \cdot F_{\delta} \cdot \mu_0}{(d_s - d_r) \cdot (1 - \cos \alpha)},$$

где F_{δ} – МДС воздушного зазора в радиальном направлении;

d_s – диаметр статора;

α – угловая координата, определяющая радиальное значение длины воздушного зазора.

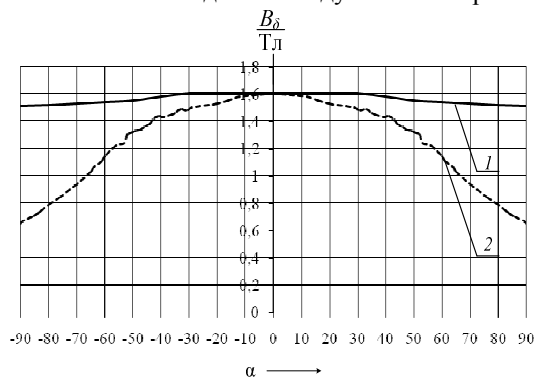


Рис. 1 – Распределение магнитной индукции в воздушном зазоре при равных МДС обмотки статора, но различных величинах разности диаметров статора и ротора:
1 – при 0,1 мм; 2 – при 1 мм.

На значение вращающего момента ДКР также влияет и степень насыщения магнитопровода. Магнитная система двигателя проектируется таким образом, чтобы рабочее значение магнитной индукции находилось на «колене» кривой намагничивания. Исходя из этого, магнитная система обладает некоторым запасом по увеличению значения магнитной индукции, но работать постоянно в режиме перенасыщения магнитопровода оказывается не целесообразно по ряду известных причин. В частности, следует учитывать, что общее перенасыщение магнитопровода приводит к увеличению потоков рассеивания и, как следствие, к увеличению тормозных моментов, которые снижают вращающий момент двигателя [3].

Известно, что помимо тока обмотки статора, обеспечивающего величину магнитной индукции в воздушном зазоре, значение МДС повышается при увеличении числа витков обмотки. Однако увеличение числа витков обмотки ограничено, во-первых, конструктивными соображениями, а во-вторых, возрастанием индуктивности обмотки, а значит и постоянной времени. Таким образом, наиболее приемлемым способом увеличения момента ДКР остается увеличение тока обмотки статора.

Тем не менее, очевидность такого вывода не дает ответа на вопрос о способе управления током обмотки, поскольку значения тока, используемого для создания магнитного поля двигателя, также

ограничены конструктивными соображениями и электрическими параметрами обмотки статора.

Поскольку стандартные методы не позволяют достичь желаемых результатов, то для получения требуемого распределения индукции поля ДКР во времени используется программно управляемая микропроцессорная система коммутации токов в обмотках двигателя.

Реализация схемы управления токами обмоток. Классическая схема управления коммутацией обмоток ДКР базируется на импульсном распределителе напряжения, который преобразует последовательность импульсов управления, следующих с заданной частотой коммутации, в m -фазную систему (по числу обмоток) однополярных импульсов напряжения. Усиленные импульсы управляют временем переключения коммутатора обмоток, который подключен к двигателю и запитан от источника тока.

В силу упомянутых конструктивных причин такая схема при заданной индуктивности и сопротивлении обмоток не может обеспечить как высокие динамические свойства и энергетические показатели (КПД), так и возможности увеличения вращающего момента ДКР.

В усовершенствованных схемах управления коммутацией обмоток двигателя [4] вводятся регуляторы тока обмотки $I_{зад}$, использующие широтно-импульсную модуляцию импульсов (ШИМ) на основе сигналов обратной связи по току. Структурная схема управления коммутацией обмоток ДКР представлена на рис. 2.

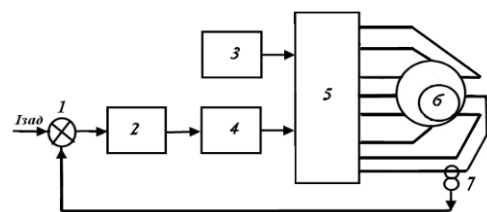


Рис. 2 – Структурная схема управления коммутацией обмоток ДКР:

- 1 – блок сравнения; 2 – ШИМ-регулятор тока;
- 3 – источник питания обмоток; 4 – распределитель импульсов управления; 5 – коммутатор обмоток;
- 6 – ДКР; 7 – датчик тока.

Рассмотренная схема управления без особых сложностей реализуется на базе различных микроконтроллеров, за исключением силового блока коммутации 5, содержащем мостовую схему включения силовых транзисторов, что позволяет изменять направление тока на противоположное, тем самым размагничивая магнитопровод. Кроме силовых транзисторов в схеме приходится использовать снабберы (RC – цепочки, или полупроводниковые быстродействующие варисторы, для шунтирования выбросов коммутационных токов), которые увеличивают надежность коммутации и уменьшают динамические потери [5]. Другой особенностью схемы управления является источник питания обмоток 3, обеспечивающий необходимую динамику переключений.

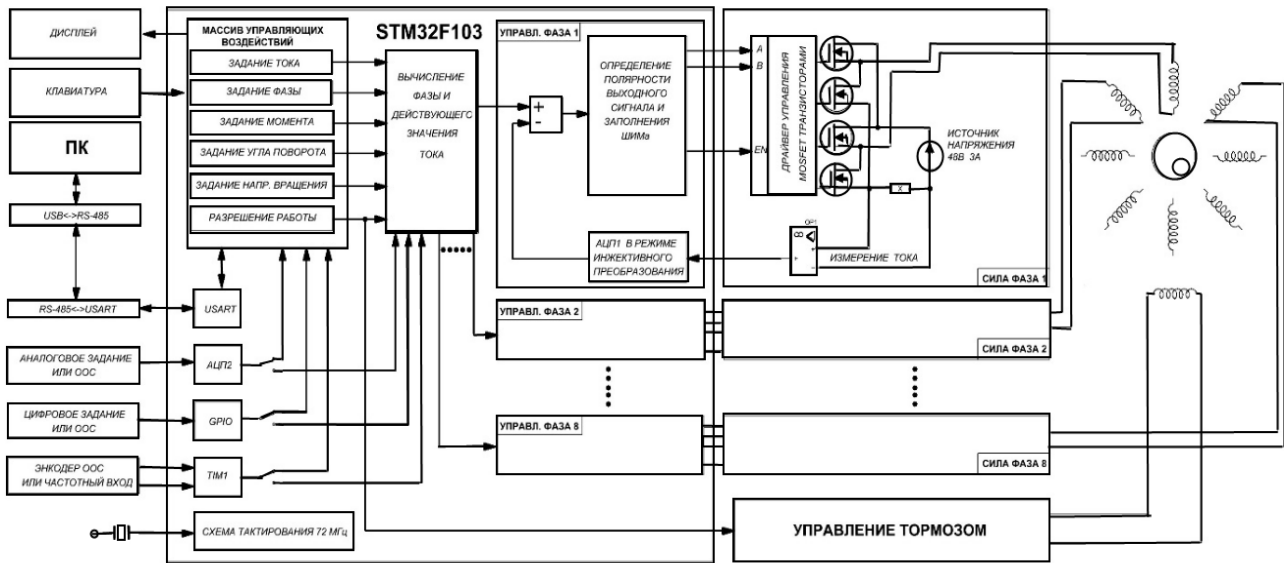


Рис. 3– Функциональная схема системы управления ДКР

Требования высоких динамических параметров к источнику обусловлены характером переключений, когда параметры нагрузки (обмотки) изменяются в результате переходного процесса от комплексного до чисто активного.

Один из вариантов построения микроконтроллерной системы управления ДКР (СУДКР), позволяющей использовать различные методы управления двигателем, изображен на рис. 3. Управление реализовано на основе микроконтроллера STM32, использующего 32-битное ядро *ARM Cortex-M3* и характеризуется возможностями генерации ШИМ-сигналов и совместной работы с АЦП [5].

К числу особенностей микроконтроллеров STM32, которые важны для реализации систем управления электродвигателем, относятся:

- высокоэффективная архитектура процессора, которая позволяет за небольшое время реализовать сложные алгоритмы управления;
- многофункциональный таймер для генерации паузы перекрытия (исключает протекание кратковременного сквозного тока в двухтактном силовом каскаде).

СУДКР позволяет реализовать движение двигателя с заданной скоростью, заданным моментом, поворот на заданный угол, как без обратной связи (ОС), так и с использованием ОС.

При использовании возможностей ввода посредством интерфейса RS-485 задания значения и закона управления током обмотки с персонального компьютера (ПК), приведенная схема позволяет реализовать СУ стендом для испытаний динамических и статических характеристик ДКР (рис. 4).

В зависимости от конфигурации СУДКР данные с входов контроллера записываются либо в массив управляющих воздействий, либо передаются в блок вычисления фазы и действующего значения тока, где происходит вычисление необходимого выходного воздействия. Задание величины тока передается в программный блок «управления фазой m », где из него вычитается измеренный ток. В зависимости от

результата вычитания определяется необходимая пара коммутационных ключей для открытия и вычисляется длительность импульса ШИМ.

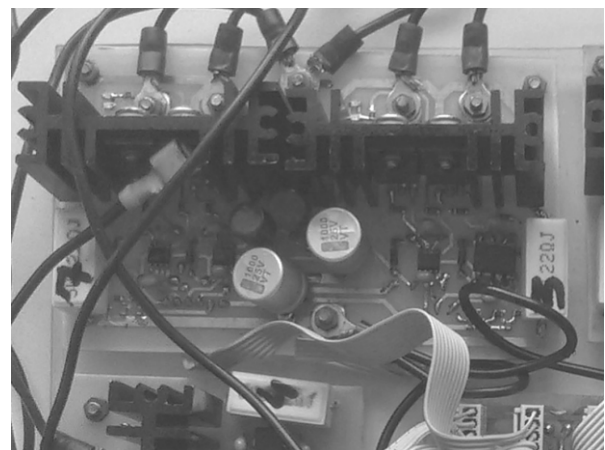


Рис.4 – Макет микроконтроллерной СУДКР

Измерение тока выполняется двумя встроенными 12-ти битными АЦП последовательного приближения, сконфигурированными на выполнение инжективных преобразований, с прямой передачей результатов преобразования в память *DMA (Direct Memory Access)*, при этом ядро микроконтроллера не загружено соответствующими операциями, его ресурсы можно использовать для других задач. Передача данных (транзакции) между периферийными модулями и/или памятью идет абсолютно независимо от ядра микроконтроллера.

Для обеспечения достоверных результатов измерения тока, напряжение, снимаемое с шунта, усиливается и фильтруется с помощью аналогового фильтра Чебышева 2-го порядка.

В состав схемы силовой части управления фазой входит драйвер управления силовыми транзисторами, две пары силовых транзисторов *MOSFET*, источник питания, шунт, и усилитель, совмещенный с фильтром высоких частот.

Для надежного и качественного переключения управляющих силовых ключей – высоковольтных *MOSFET* – необходимо обеспечить выполнение ряда условий:

1) напряжение на затворе должно быть выше напряжения истока транзистора на 5...10В;

2) транзисторный ключ должен иметь возможность прямого управления от логической низковольтной части системы, измеряемого относительно общей шины;

3) мощность, потребляемая схемой управления затвором ключа, не должна существенно влиять на общую производительность системы коммутации.

Основной задачей драйвера, обеспечивающей указанные выше требования, является согласование уровней низковольтной части системы управления, имеющей однополярное питание с уровнем высоковольтной части, к которой часто приложено двуполярное напряжение с высоким потенциалом.

Второй задачей, решаемой с помощью специализированных драйверов, является обеспечение высоких значений токов затвора, переключающих силовые транзисторы. Дело в том, что высоковольтные силовые ключи, как правило, имеют значительные паразитные емкости, способные накапливать большие заряды в области затвора. Для полноценного переключения таких транзисторов необходимо обеспечить условия рассасывания или накопления заряда, что и реализуется с помощью больших выходных токов драйвера.

Кроме того, драйверы силовых ключей, в отличие от классических преобразователей уровня, снабжены механизмами защиты, как самого драйвера, так и управляемых ключей, что позволяет выполнять формирование выходных управляющих сигналов согласно алгоритмам, предотвращающих выход системы из строя в аварийной ситуации.

СУДКР имеет дополнительный канал управления электромагнитным тормозом. При поступлении команды на вращение двигателя, подается повышенное напряжение срабатывания на катушку, по истечении времени срабатывания напряжение понижается, до напряжения удержания. Что позволяет, снизить потребляемый ток системой, и нагрев катушки. При срыве синхронизации ДКР (приложении вращающего момента выше момента удержания двигателя) увеличении скорости выше заданной, происходит отпускание тормоза, и блокировка вала двигателя.

Алгоритмы управления стендом испытаний ДКР реализуются в некоммерческой среде программирования *CooCoxCoIDE* на базе *Eclipse*. Библиотека *CMSIS* для ядра *ARM Cortex M3*, и библиотека для работы с периферией *STM32PeripheralLibrary* при использовании встроенного отладчика *ST-Link* позволяют получить различные режимы отладки [7].

Результаты исследований. Для оценки эффективности управления вращающим моментом ДКР варьировались параметры токов обмоток ДКР. В экспериментах использовался восьми обмоточный

ДКР, параметры обмоток которого рассчитаны на напряжение 30 В, ток 3 А. Для получения сопоставимых результатов по измеряемому моменту вращения задавалась частота подачи импульсов питающего напряжения 1 Гц.

На рис. 5 показана осциллограмма тока и напряжения обмотки при питании ДКР униполярными импульсами напряжения. Наличие экспоненциального роста тока вследствие влияния индуктивности обмотки, определяющей динамические параметры импульса переключения, приводит к уменьшению времени протекания номинального значения тока, соответственно его действующего значения. Выбросы токов и напряжений, соответствующие моментам переключения обмоток ДКР, объясняются недостаточными динамическими параметрами источника питания. Такому процессу соответствует измеренный с помощью динамометра максимальный вращающий момент на уровне 205 Н·м.

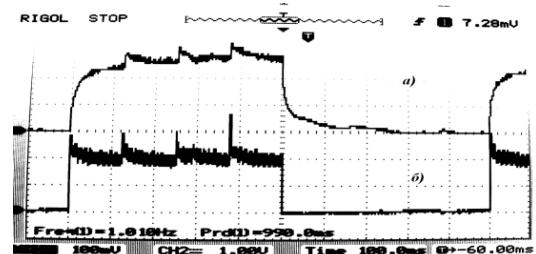


Рис.5 – Осциллограммы напряжения и тока:

a – изменение тока обмотки во времени;

b – изменение напряжения на обмотке ДКР во времени

В результате улучшения параметров источника питания, получение униполярных импульсов напряжения коммутации позволяют изменить импульсы тока, показанные на рис. 6.

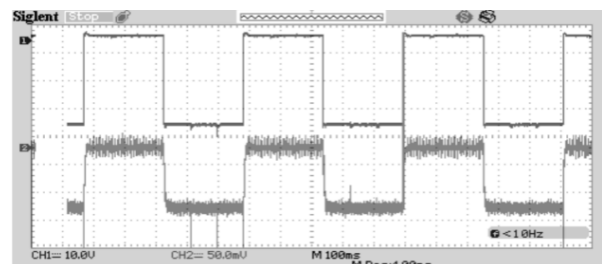


Рис.6 – Осциллограмма токов (нижняя) и напряжений (верхняя) при использовании улучшенных параметров источника питания

Благодаря улучшению динамических параметров импульсов, что выражается в сокращении времени переходных процессов при коммутации обмоток, получено значение максимального вращающего момента на уровне 220 Н·м.

Использование аппаратно-программного комплекса на основе микроконтроллера *STM32* позволяющее генерировать ШИМ-импульсы управления токами обмоток, дает возможность значительно сократить длительность фронтов управляющих импульсов, тем самым улучшить динамику процесса коммутации.

На рис. 7 показана осциллограмма импульсов, в которых благодаря ШИМ минимизированы переходные процессы коммутации.

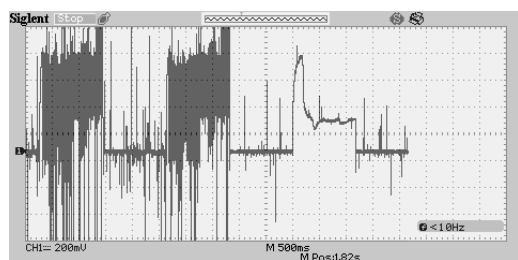


Рис.7 – Формирование импульса тока обмотки ДКР

Это позволило создать условие равенства магнитной индукции в воздушном зазоре ДКР. При этих условиях максимальный вращающий момент достиг значения 240 Н·м.

Использование микропроцессорной системы управления коммутацией токов ДКР при заданных электромагнитных и конструктивных параметрах двигателя позволяет улучшить динамику процесса движения ротора с увеличением максимального вращающего момента двигателя с 205 Н·м до 240 Н·м.

Выводы. Проведена оценка системы коммутации токов обмоток ДКР. В качестве аппаратной части использован микроконтроллер STM32F103, позволяющий генерировать сигналы управления по измеренным значениям токов обмоток двигателя. Экспериментально показано, что разработанные алгоритмы управления, основанные на дискретном измерении токов обмоток ДКР, позволяют улучшить динамические показатели двигателя. Полученные результаты дают основания для проведения оптимизации параметров ЗРА и других подобных электроприводов в аспекте энергосбережения и точности позиционирования.



Кулинченко Георгий Васильевич – кандидат технических наук, доцент, Сумской государственный университет, доцент кафедры компьютерных наук; тел.: +38 (095) 800-01-23; e-mail: heorhy@yandex.ua

Kulinchenko Heorhii Vasilevich – Candidate of Technical Sciences (Ph. D.), Docent, Sumy State University, associate professor at the Department of computer Sciences, tel.: +38 (095) 800-01-23; e-mail: heorhy@yandex.ua



Масленников Андрей Михайлович – кандидат технических наук, Национальный технический университет "Харьковский политехнический институт", доцент кафедры электрических машин; тел. +38 (066) 78-09-783; e-mail: x-maslennikov@yandex.ua

Masliennikov Andrii Michaylovich – Candidate of Technical Sciences (Ph. D.), National Technical University "Kharkiv Polytechnic Institute", Docent at the Department of electrical machines, tel.: (066) 78-09-783; e-mail: x-maslennikov@yandex.ua



Багута Виктор Анатольевич – Шосткинский институт Сумского государственного университета, инженер кафедры системотехники и информационных технологий; тел.: +38(050) 274-70-52; e-mail: viktrbaguta@gmail.com

Bahuta Viktor Anatoliyovich – Shostka Institute SDU, Engineer at the Department of Systems Engineering and Information Technology; tel.: +38(050)274-70-52; e-mail: viktrbaguta@gmail.com



Дунев Алексей Александрович – кандидат технических наук, Национальный технический университет "Харьковский политехнический институт", ассистент кафедры электрических машин; тел. +38(066) 780-97-83; e-mail: lex_from_kharkov@mail.ru.

Duniev Oleksii Oleksandrovich – Candidate of Technical Sciences (Ph. D.), National technical university "Kharkiv Polytechnic Institute", assistant at the Department of electrical machines; tel. +3(096) 909-11-04; e-mail: lex_from_kharkov@mail.ru

Список литературы: 1. Наний В.В. Аспекты проектирования и испытаний двигателей с катящимся ротором / Наний В.В., Мирошниченко А.Г., Юхимчук В.Д. [и др.] // Вісник НТУ «ХПІ». – 2010. – № 55. – С. 84–88. 2. Борзяк Ю.Г. Электродвигатели с катящимся ротором / Ю.Г. Борзяк, М.А. Зайков, В.П. Наний. – К.: Техніка, 1982. – 120 с. 3. Наний В.В. Магнитные потоки рассеяния в двигателе с катящимся ротором и способ их учета / В.В. Наний, А.М. Масленников, А.А. Дунев // Електрика. – Курск: 2014. – № 2. – С. 29–33. 4. Кихтенко Д.А. Управление шаговыми двигателями в микрошаговом режиме, оптимизация управления / Д.А. Кихтенко // Автоматика. Автоматизация. Электротехнические комплексы и системы. – 2003. – № 2. – С. 119–126. 5. Барегамян Г.В. Расчет параметров snabbera транзисторного ключа / Г.В. Барегамян // Изв. НАН РА и ГИУА. Сер. ТН. – 2000. – Т. LIII, № 1. – С. 44–49. 6. Datasheet STM32F103 (Electronic resource) // STM32F103 datasheet and application note, data sheet, circuit, pdf, cross. – 2011. – Mode of access: <http://datasheetarchive.com/STM32F103-datasheet.html>. – Дата обращения : 20 марта 2015. 7. Бродин В. Конфигурация среды Eclipse / GCC для разработки программ STM32 / В. Бродин, С. Чернов // Электронные компоненты. – 2010. – №8. – С. 15–20.

Bibliography (transliterated): 1. Nanij, V.V. Miroshnichenko, A.G., Juhimchuk, V.D. «Aspekty proektirovaniya i ispytaniy dvigatelej s katjashhimsja rotorom». Visnik NTU "HPI". Zbirka naukovih prats. Tematichnij випуск: Problemi udoskonalennja elektrichnih mashin i aparativ. Teoriya i praktika. No. 55. Kharkov: NTU "KPI", 2010. 84–88. Print. 2. Borzjak Ju.G., Zajkov M.A. and Nanij V.P. Elektrodvigateli s katjashhimsja rotorom. Kiev: Tehnika, 1982. Print. 3. Nanij, V.V., Maslennikov, A.M. and Dunev A.A. «Magnitnye potoki rassejaniya v dvigatele s katjashhimsja rotorom i sposob ih ucheta». Kursk: Elekrika, 2014. No. 2. 29–33. Print. 4. Kihtenko D.A. «Upravlenie shagovymi dvigateljami v mikrosagovom rezhime, optimizacija upravlennija». Nauchno-tehnicheskij zhurnal. Avtomatika. Avtomatizacija. Elektrotehnicheskie kompleksi i sistemy. Hersonskij nacional'nyj tehniceskij universitet, 2003. No. 2. 119–126. Print. 5. Baregamjan, G.V. «Raschet parametrov snabbera tranzistornogo kljucha». Izvestija NAN RA i GIUA. Seriya TN, 2000. No. 1. Vol. LIII. 44–49. Print. 6. Data sheet STM32F103. data sheet and application note, data sheet, circuit, pdf, cross, 2011. Web. 20 March 2015. <http://datasheetarchive.com/STM32F103-datasheet.html>. 7. Brodin V., and S. Chernov. «Konfiguracija sredy Eclipse GCC dlja razrabotki programm STM32». Elektronnye komponenty. No. 8. (2010): 15–20. Print.

Поступила (received) 05.02.2015

УДК 621.313.8

Е. А. МОНАХОВ, В. В. ЧУМАК

МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА УПРАВЛЕНИЯ ТОРЦЕВЫМ МАГНИТОЭЛЕКТРИЧЕСКИМ ГЕНЕРАТОРОМ

В данной статье проведен анализ и сравнение системы управления и стабилизации внешней характеристики торцевого магнитоэлектрического генератора. Предложено техническое решение, позволяющее регулировать и стабилизировать внешнюю характеристику от холостого хода до номинального режима работы. Также создана математическая модель в среде Matlab Simulink, позволяющая исследовать вопросы стабилизации и регулирования выходного напряжения магнитоэлектрического генератора.

Ключевые слова: торцевой генератор, магнитоэлектрические, стабилизация, регулирование

Актуальность. Магнитоэлектрические машины отличаются высокой надежностью, массогабаритными показателями, безотказностью и простой в эксплуатации. Их преимущества дают им широкое распространение в системах малой автономной энергетики, в ветроустановках [1], малых гидростанциях [2], в безредукторных приводах [3], а также в системах мотор – колесо.

Однако они имеют недостаток – невозможность регулировать возбуждение, и, вследствие этого возникают трудности при регулировании внешней характеристики генератора, которая является ключевой для генераторов. При проектировании машин с возбуждением от постоянных магнитов применяются различные методики: аналитические, графические и численные методы. При этом по результатам расчетов проводится моделирование. Самым эффективным средством является физической моделирование, которое является абсолютным результатом. Однако физическое моделирование подразумевает создание макета или опытной модели испытываемой машины. В последнее время приобрели широкое распространение методы численного моделирования полей, которые в состоянии адекватно отображать реальную физическую картину и учитывать такие сложные явления, как краевые эффекты, вихревые токи, а также нелинейность материалов. Однако применение численного моделирования в специальных программных продуктах, таких как Comsol, ANSYS Maxwell требует дорогостоящих лицензий, а также мощных вычислительных ресурсов. В данной работе предлагается исследовать процесс моделирования с помощью пакета программы Matlab Simulink. Стоимость данного программного продукта значительно меньше. В нем используются дифференциальные уравнения движения и электромагнитных процессов, которые протекают в машине, которые математически сравнительно просто реализуются, и требует значительно меньших вычислительных ресурсов по сравнению с полевыми моделями.

Целью исследования является моделирование режима работы синхронного торцевого магнитоэлектрического генератора [4] с целью стабилизации его внешней характеристики в пакете Matlab Simulink.

Был проведен аналитический расчет трехфазного

торцевого синхронного магнитоэлектрического генератора по усовершенствованной методике [4] на базе методики [5]. Исходные данные для проектирования приведены в табл. 1.

Таблица 1 – Исходные данные

Параметр	Значение
Номинальная мощность, кВт	0,15
Число фаз	3
Фазное напряжение, В	32
Соединение обмотки статора	Звезда
Синхронная частота вращения, об/мин	375
Частота тока, Гц	50
Коэффициент мощности	0,95
Марка постоянного магнита	NdFeB, N42
Вг, Тл	1,28
Кс, кА/м	955

По итогам расчета была получена следующая внешняя характеристика при активной нагрузке, которая представлена на рис. 1.

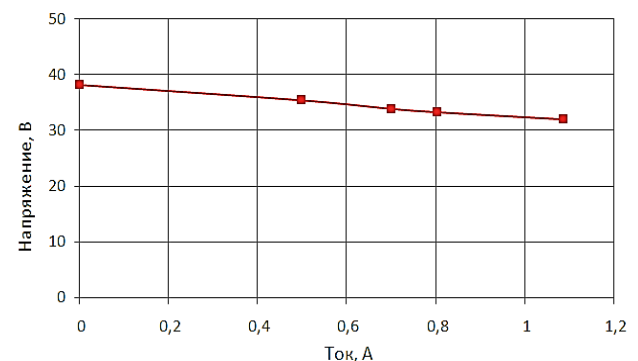


Рис.1 – Внешняя характеристика генератора

На рис. 2 представлена модель, созданная в среде Matlab Simulink.

Модель состоит из следующих блоков:

– Permanent Magnet Synchronous Machine" – блок имитирующий работу магнитоэлектрической машины;
 – "Three-Phase V-I Measurement" – измерительный трехфазный блок, который состоит из вольтметра и амперметра, причем вольтметр измеряет линейное напряжение;

– "Constant" – блок задающий скорость, с которой вращается ротор генератора;

– "Scope" – блок вывода результатов;

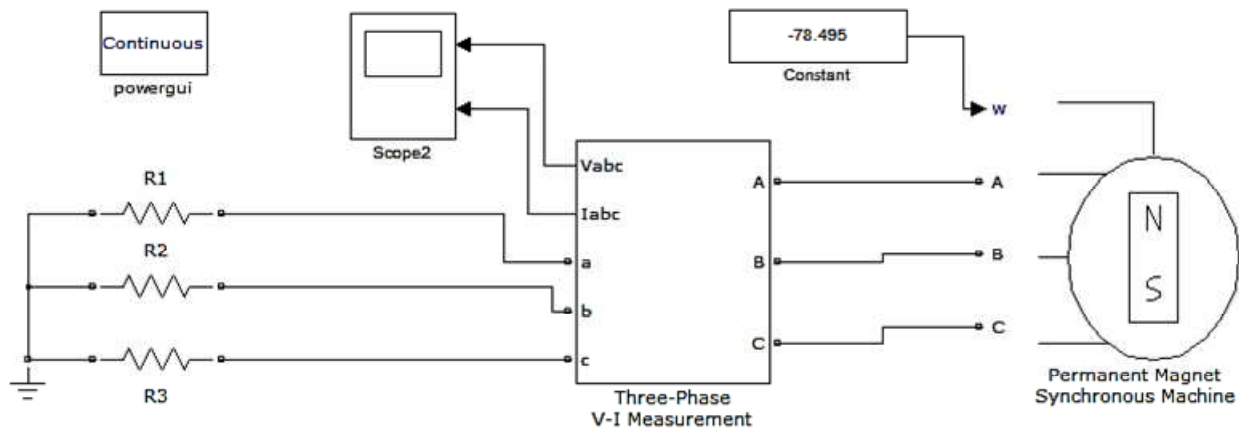


Рис. 2 – Модель исследуемой магнитоэлектрической машины

– R1, R2, R3 – нагрузочные сопротивление, в данном случае активное сопротивление, соединенные звездой.

Основным блоком является блок, имитирующий работу магнитоэлектрической машины. В основе данного блока заложены следующие дифференциальные уравнения [6].

- Для описания электрической части

$$\frac{d}{dt} i_d = \frac{1}{L_d} v_d - \frac{R}{L_d} i_d + \frac{L_q}{L_d} p \omega_m i_q$$

$$\frac{d}{dt} i_q = \frac{1}{L_q} v_q - \frac{R}{L_q} i_q + \frac{L_d}{L_q} p \omega_m i_d - \frac{\lambda p \omega_m}{L_q} T_e = 1,5 p [\lambda i_q + (L_d - L_q) \dot{i}_d i_q]$$

- Для описания механической части [6]

$$\frac{d}{dt} \omega_r = \frac{1}{J} (T_e - T_f - F \omega_m - T_m)$$

$$\frac{d\theta}{dt} = \omega_m$$

Ключевыми исходными данными для блока синхронной машины являются:

-сопротивление фазы обмотки статора:

$$R_s = 8,911 \text{ Ом}$$

- индуктивность по осям:

$$L_d = 0,044 \text{ Гн}$$

$$L_q = 0,02 \text{ Гн}$$

Данные значения получены из формулы

$$L_{d(q)} = \frac{x_{d(q)}}{2\pi f}$$

где $x_{d(q)}$ – индуктивное сопротивление по продольной и поперечной оси, полученной из аналитического расчета;

– постоянная напряжения (амплитудное линейное значение напряжения за 1000 оборотов)

При номинальной частоте вращения 750об/мин напряжение составило:

$$V_{RMS} = \frac{V \cdot 1000}{n} = \frac{95,32 \cdot 1000}{750} = 124,426,$$

где V – амплитудное линейное значение ЭДС по результатам аналитического расчета,

n – номинальная частота вращения

p – количество пар полюсов

$$p = 4$$

По результатам моделирования была получена следующая внешняя характеристика, которая показана на рис. 3. Также для сравнения на приведенном рисунке изображена расчетная характеристика.

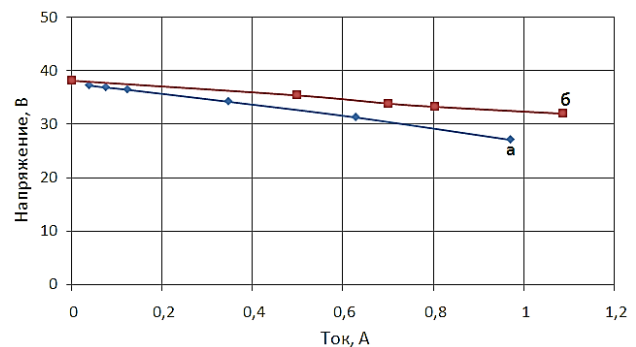


Рис. 3 – Внешняя характеристика генератора при активной нагрузке: а – результат моделирования в Matlab Simulink, б – расчетный результат

Расхождение между внешней характеристикой по результатам аналитического метода и Matlab Simulink составило не более 15%, что можно считать удовлетворительным, так как оба метода являются теоретическими, а объектом исследования является магнитоэлектрическая машина, что накладывает определенные ограничения в точности расчетов. Падение напряжения составило более 10%, что недопустимо по ГОСТ 13109 - 97.

Предлагается рассмотреть два варианта стабилизации напряжения:

– стабилизация напряжения при помощи подключения конденсаторов;

– стабилизация напряжения с помощью регулирования рабочего зазора торцевой машины. Возможность изменять рабочий зазор делает торцевую машину уникальной в данном аспекте, так как регулирование зазора в цилиндрической машине практически невозможно.

Стабилизация напряжения при помощи подключения конденсаторов. Данный способ является классическим и описан многими отечественными и зарубежными авторами, к примеру, в работе [7] автор подробно излагает данный материал.

Существует два способа включения емкостных стабилизаторов в якорную обмотку генератора:

- последовательное включение для компенсации полного продольного реактивного сопротивления генератора;
- параллельное включение емкости для питания генератора индуктивным или емкостным намагничивающим током в зависимости от типа нагрузки.

В данной работе исследуется включение емкости параллельно нагрузки. Моделирование процесса стабилизации напряжения с помощью подключения конденсаторов осуществлялось в программном пакете Matlab Simulink. Модель для стабилизации внешней характеристики при чисто активной нагрузке и изображена на рис. 4.

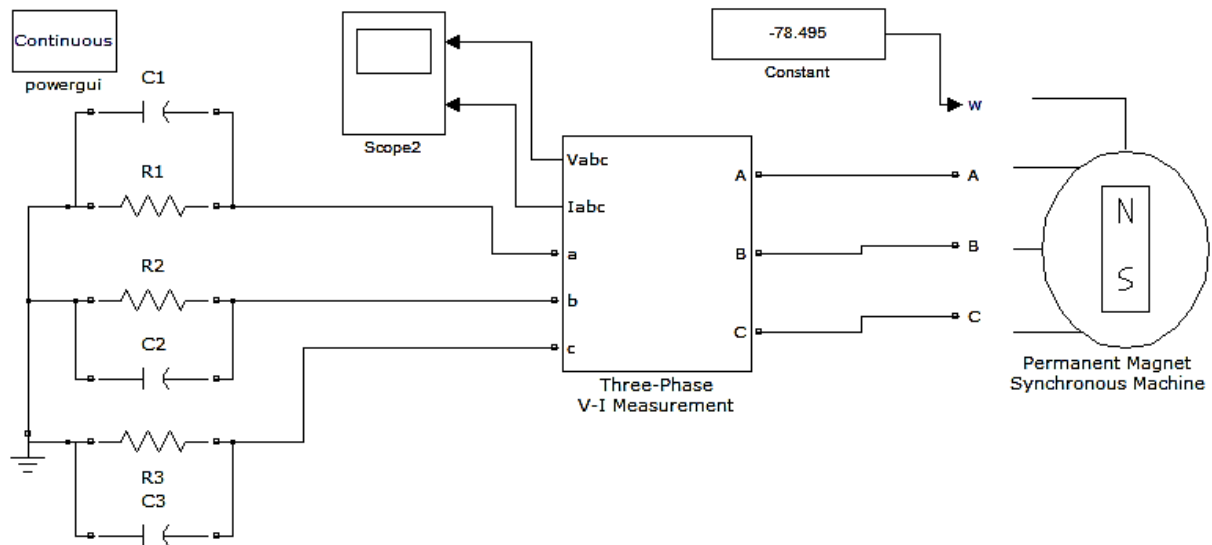


Рис. 4 – Модель с подключением конденсаторов

Модель на рис. 5 аналогична модели на рис. 3 за исключением дополнительных емкостей. Подбор значений емкостей производился методом итераций для обеспечения поддержания напряжения в пределах $\pm 10\%$ согласно ГОСТ 13109–97 от номинального значения при разной величине активной нагрузки до номинального значения нагрузки.

По результатам моделирования было подобрана 1 ступень величиной 75 мкФ. На рис. 5 представлена внешняя характеристики при стабилизации с помощью емкости. Также на рис. 6, кривая б представлена стабилизация напряжения при активно – индуктивной нагрузке с коэффициентом мощности равном 0,95.

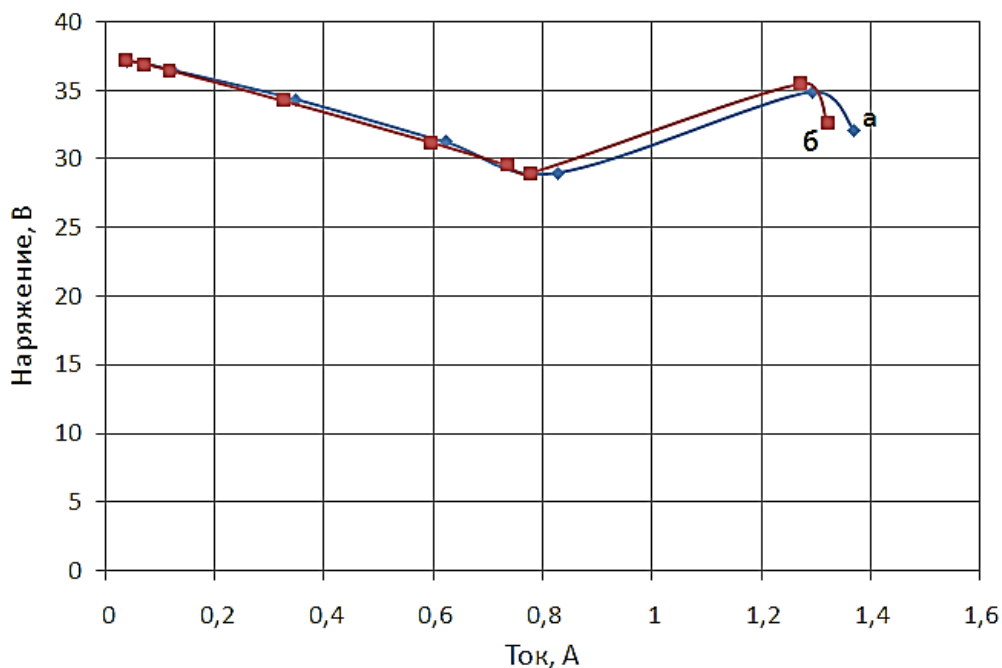


Рис. 5 – Внешняя характеристика при стабилизации емкостями: а – $\cos \varphi = 1$; б – $\cos \varphi = 0,95$

Недостаток данного метода является тем, что при подключении емкости увеличивается реактивная составляющая тока, что в свою очередь уменьшает коэффициент мощности. Применительно к задаче стабилизации внешней характеристики приведенного торцевого магнитоэлектрического генератора удалось ограничиться одной ступенью стабилизации, что существенно упрощает схему управления. Однако для более мощных и сложных систем требуется большее количество ступеней стабилизации, соответственно сложные системы коммутации, что вызывает уменьшение надежности и т.п. Поэтому предлагается рассмотреть второй метод – стабилизация методом изменения рабочего зазора, который лишен данного недостатка. Однако в данном методе значение принимаемого номинального напряжения ниже реального номинального. То есть в машине закладывается избыточный объем активных материалов, и машина рассчитывается на повышенное напряжение.

Стабилизация напряжения методом изменения рабочего зазора. В магнитоэлектрических машинах невозможно регулировать поток возбуждения, однако возможно изменять рабочий поток за счет изменения воздушного зазора. Данный метод впервые был предложен для устранения разброса характеристик [8], однако не был рассмотрен в качестве способа для управления магнитоэлектрической машиной.

При изменении рабочего зазора перемещается рабочая точка магнита, так как при увеличении воздушного зазора увеличивается необходимая магнитодвижущая сила воздушного зазора. На рис. 6 представлена рабочая диаграмма постоянного магнита при разных значениях зазора.

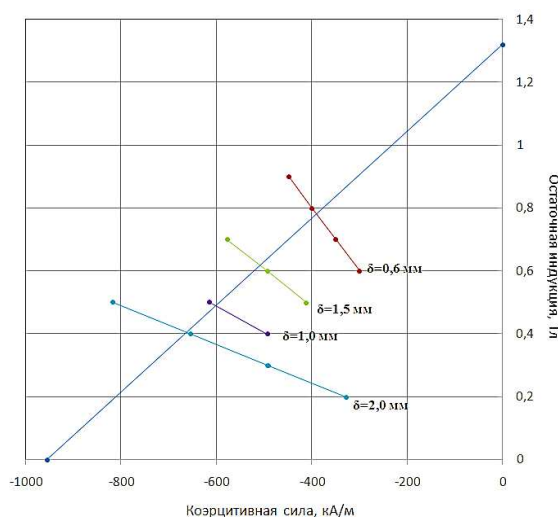


Рис. 6 – Рабочая диаграмма постоянного магнита

По результатам упрощенных расчетов по методике [4] с помощью рабочей диаграммы магнитов была получена зависимость ЭДС от воздушного зазора. Данная зависимость представлена на рис. 7. По своей сути, это регулировочная характеристика генератора.

Из рис. 7 видно, что глубина регулирования внешней характеристики составит 36% при изменении воздушного зазора от 2 мм до 0,6 мм.

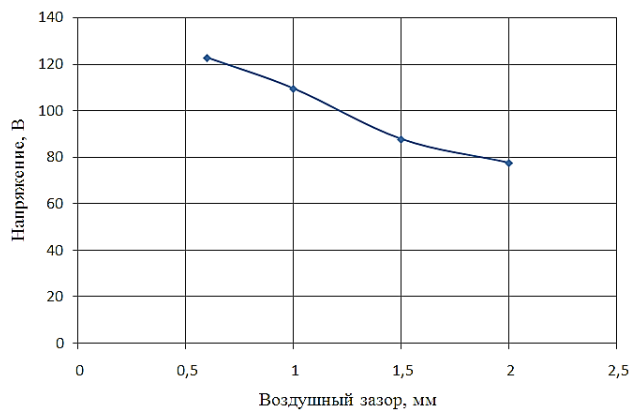


Рис. 7 – Зависимость ЭДС от воздушного зазора

Для моделирования разных воздушных зазоров в блоке синхронной магнитоэлектрической машины использовалась зависимость ЭДС от воздушного зазора, и данное значение подставлялось в параметр V_{RMS} и тем самым имитировался разный воздушный зазор.

Следует отметить, что работу машина начинает с несколько увеличенного зазора и по мере увеличения нагрузки зазор уменьшается. Примем в качестве напряжения, которое необходимо поддерживать значение в 24 В. На рис. 8 представлен результат моделирования стабилизации напряжения с помощью изменения рабочего зазора.

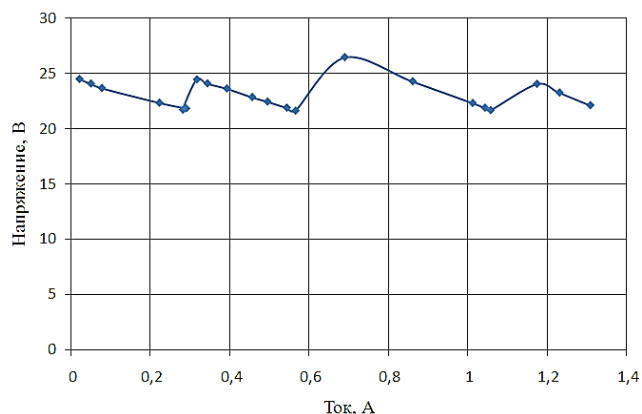


Рис. 8 – Внешняя характеристика при стабилизации методом изменения зазора

Стабилизация напряжения методом изменения зазора состоит из 7 этапов, воздушный зазор изменялся ступенчато в 4 ступени 2,0 мм; 1,6 мм; 1,0 мм и 0,6 мм:

- воздушный зазор 2 мм, напряжение составило $U = 24,49$ В ток холостого хода;
- воздушный зазор 2 мм, $U = 21,71$ В, $I = 0,3958$ А;
- воздушный зазор 1,6 мм, $U = 24,45$ В, $I = 0,448$ А;
- воздушный зазор 1,6 мм, $U = 21,63$ В, $I = 0,56$ А;
- воздушный зазор 1,0 мм, $U = 26,45$ В, $I = 0,68$ А;
- воздушный зазор 1,0 мм, $U = 21,67$ В, $I = 1,057$ А;
- воздушный зазор 0,6 мм, $U = 24,04$ В, $I = 1,17$ А.

Следует отметить, что воздушный зазор возможно менять плавно, а не ступенями, что позволит иметь номинальное напряжение на всем диапазоне нагрузки.

Выводы:

1. Метод стабилизации внешней характеристики магнитоэлектрического генератора при включении емкостей позволяет поддерживать внешнюю характеристику в необходимом заданном диапазоне при изменении нагрузки от нуля до номинальной нагрузки, однако требует дополнительной коммутационной схемы, сопутствующего переходного процесса, а также имеет существенный недостаток в том, что машина нагружена реактивным током.

2. Метод стабилизации внешней характеристики с помощью изменения воздушного зазора не имеет вышеупомянутых недостатков, которые имеются при включении емкостей, однако машина проектируется с избыточным объемом постоянных магнитов и требует блока или механизма для изменения воздушного зазора. Данный метод может обеспечить поддержание номинального напряжения на всем диапазоне нагрузки.

3. Математическая модель, созданная в программе Matlab Simulink, отображает физические процессы с относительно высокой точностью и не требует больших вычислительных ресурсов, а также позволяет оперативно получать достаточно точные результаты для инженерных задач.

4. Существует возможность комбинированного применения обоих методов для увеличения глубины регулирования внешней характеристикой.

5. Следует рассмотреть возможность стабилизации внешней характеристики с помощью дополнительной цепи подмагничивания, которая позволит в значительной мере исключить недостатки описанных выше методов.

Список литературы: 1. Chalmers B.J., Spooner E. (1999), "An axial-flux permanent-magnet generator for a gearless wind energy system", Energy Conversion, IEEE Transactions, vol. 14, no. 2, PP. 251-257. 2. D.A. Howey (2009), Axial flux permanent magnet generators for pico-

hydropower, EWB-UK Research Conference, Electrical Engineering Department, Imperial College, United Kingdom. 3. W.N. Fu, S.L. Ho (2011), A Novel Axial-flux Electric Machine for In-wheel Gearless Drive in Plug-in Hybrid Electric Vehicles, Honk Kong Polytechnic University, Hong Kong. 4. Е.А. Монахов, В.В. Чумак (2015), «Методика расчета магнитной системы торцевых синхронных магнитоэлектрических генераторов», Вісник Кременчуцького національного університету імені Михайла Остроградського, №1 (90), С. 23-26. 5. Шишкин В.П. Автоматизированное проектирование торцевых магнитоэлектрических генераторов переменного тока. – Иваново: Ивановский государственный энергетический университет имени В.И. Ленина, 2006. – 68 с. 6. Permanent Magnet Synchronous Machine – Matlab User Guide. URL: www.mathworks.com/help/physmod/sps/powersys/ref/permanentmagnet_synchronousmachine.html. 7. Бертинов А.И. Авиационные электрические генераторы. – М.: Государственное издательство оборонной промышленности, 1959. – 594 с. 8. Паластин Л.М. Синхронные машины автономных источников питания. – М.: Энергия, 1980. – 384с.

Bibliography (transliterated): 1. Chalmers B.J., Spooner E. (1999), "An axial-flux permanent-magnet generator for a gearless wind energy system", Energy Conversion, IEEE Transactions, Vol. 14, No. 2, 251-257. Print. 2. D.A. Howey (2009), Axial flux permanent magnet generators for pico-hydropower, EWB-UK Research Conference, Electrical Engineering Department, Imperial College, United Kingdom). Print. 3. W.N. Fu, S.L. Ho (2011), A Novel Axial-flux Electric Machine for In-wheel Gearless Drive in Plug-in Hybrid Electric Vehicles, Honk Kong Polytechnic University, Hong Kong. Print. 4. E.A. Monakhov, V.V. Chumak (2015), «Metodyka rascheta mahnytnoy systemy I tortsevyikh synkhronnykh mahnytoelektrycheskykh heneratorov», Visnyk Kremenchuts'koho natsional'noho universytetu imeni Mykhayla Ostrohrads'koho, No 1(90), 23-26. Print. 5. Shyshkyn V.P. Avtomatyzirovannoe proektyrovanye tortsovykh mahnytoelektrycheskykh heneratorov peremennoho toka. – Yvanovo: Yvanovskyy hosudarstvenniy enerhetychesky unyversytet ymeny V.Y. Lenyna, 2006. – 68 p. Print. 6. Permanent Magnet Synchronous Machine – Matlab User Guide. URL: www.mathworks.com/help/physmod/sps/powersys/ref/permanentmagnetsynchronousmachine.html. 7. Bertynov A.Y. Avyatsyonnye elektrycheskye heneratoryi. – Moscow: Hosudarstvennoe yzdatel'stvo oboronnoy promyshlennosty, 1959. – 594s. Print. 8. Palastyn L.M. Synkhronnye mashyny avtonomnykh ystochnykov pytannya. – Moscow: Enerhyia, 1980. – 384 p.

Поступила (received) 05.10.2015



Монахов Евгений Андреевич – ассистент, Национальный технический университет Украины "Киевский политехнический институт", ассистент кафедры электромеханики, тел.: (093) 861-71-71; e-mail: emonachov@gmail.com.

Monakhov Eugene Andreevich – assistant, National technical university of Ukraine "Kiev polytechnic institute", assistant at the department of electromechanics, tel.: (093) 861-71-71; e-mail: emonachov@gmail.com.



Чумак Вадим Владимирович – доцент, Национальный технический университет Украины "Киевский политехнический институт", доцент кафедры электромеханики, тел.: (050) 208-38-43; e-mail: chumack_kpi@ukr.net.

Chumack Vadim Vladimirovich – Candidate of Technical Sciences (Ph. D.), Docent, National technical university of Ukraine "Kiev polytechnic institute", docent at the department of electromechanics, tel.: (050) 208-38-43; e-mail: chumack_kpi@ukr.net.

УДК 621.313.333

А. Н. ПЕТРЕНКО, В. П. ШАЙДА, Н. Я. ПЕТРЕНКО

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ТЕПЛОВЫХ СОПРОТИВЛЕНИЙ РОТОРА ЭКВИВАЛЕНТНОЙ ТЕПЛОВОЙ СХЕМЫ АДАПТИРОВАННОЙ ДЛЯ ЧАСТОТНО-УПРАВЛЯЕМОГО АСИНХРОННОГО ДВИГАТЕЛЯ

В статье подробно рассмотрена методика определения тепловых сопротивлений ротора частотно-управляемого асинхронного двигателя (ЧУАД), которые являются частью параметров его эквивалентной тепловой схемы. Математическая модель, полученная на основе предложенной эквивалентной тепловой схемы, использовалась для исследования теплового состояния ЧУАД. Результаты исследований подробно освещены в работах [1–6] и подтверждены экспериментально. Материал статьи дополняет эти работы и позволяет облегчить освоение и использование данной методики.

Ключевые слова: частотно-управляемый асинхронный двигатель, тепловое состояние двигателя, метод эквивалентных тепловых схем, тепловые сопротивления ротора

Введение. Наиболее широко в отраслях промышленности, коммунального и сельского хозяйства используются электроприводы на базе асинхронных электродвигателей (АД). Мировая тенденция экономии энергоресурсов требует замены нерегулируемых электроприводов регулируемыми [7]. Поэтому естественно, что привода на базе АД стремятся модифицировать путем их переделки в регулируемые – частотно-управляемые. Такая модификация электропривода позволяет не только экономить электроэнергию, но и уменьшить эксплуатационные затраты [8, 9].

Однако, несмотря на то, что такая модификация привода позволяет сохранить АД без изменений, он вносит некоторые изменения в процесс работы самого двигателя. В частности появляются дополнительные электрические и магнитные потери от высших гармоник тока и магнитного потока. Эти потери могут достигать 20 % от суммы основных потерь и во многом зависят от типа источника питания и используемого закона регулирования частоты вращения. Появление дополнительных потерь приводит к изменению структуры температурного поля АД и может привести к его выходу из строя.

При работе АД в продолжительном режиме (S1) для оценки его теплового состояния можно использовать хорошо известный метод эквивалентных тепловых схем (ЭТС) [10]. Однако известные стандартные ЭТС не учитывают появление дополнительных потерь в АД при его работе в составе частотно-управляемого привода. Кроме того, часть электроприводов работает в других режимах, одним из наиболее распространенных режимов является повторно-кратковременный режим работы. Это тоже вносит свои особенности в распределение температуры в различных частях АД.

Задача адекватной оценки теплового состояния АД и его защиты от выхода из строя беспокоит многих ученых. Создание адекватной математической модели для оценки теплового состояния АД поможет не только определить допустимые режимы работы двигателя, но и использовать математическую модель в диагностической аппаратуре для определения ресурса системы изоляции. В последнее время опубликован целый ряд работ посвященных исследованию

теплового состояния частотно-управляемого АД [11–15]. Так в работе [11] определяется граница применимости метода средних температур для оценки теплового состояния АД в повторно-кратковременном режиме работы, в работе [12] также исследуется тепловое состояние АД, но при пониженной частоте вращения методом ЭТС. Вопрос создания математической модели тепловых процессов АД рассматривается в работах [13, 14], а в работе [15] исследуется нагрев АД с фазным ротором методом ЭТС и производится оценка ресурса системы изоляции.

Авторами статьи в работах [1–6] проводились исследования теплового состояния частотно-управляемого АД с использованием метода ЭТС. Однако из-за ограниченности возможностей некоторые вопросы методики расчета температурного поля остались неосвещенными. В работе [16] была рассмотрена методика определения тепловых сопротивлений статора адаптированной ЭТС АД. Данная статья завершает цикл посвященный определению параметров адаптированной ЭТС АД, в ней подробно рассматривается методика определения тепловых сопротивлений обмотки ротора частотно-управляемого АД.

Методика расчета тепловых сопротивлений ротора. Как уже было отмечено, при исследовании теплового состояния частотно-управляемого АД, которые проводились в работах [1–6], использовался метод ЭТС. В качестве базовой была принята ЭТС закрытого обдуваемого двигателя [10], которая была адаптирована к условиям работы частотно-управляемого АД. Адаптированная ЭТС АД, для стационарных режимов работы, представлена на рис. 1.

К источникам теплоты ЭТС исследуемого АД относятся основные и дополнительные электрические и магнитные потери, а также дополнительные потери от высших гармоник и магнитного потока. Рассмотрим источники теплоты в роторе, на ЭТС (см. рис. 1) они обозначены:

$P_{10} = P_{11} = 0,5P_{\text{вент}}$ – вентиляционные потери;

$P_{12} = P_{13} = 0,5P_{\text{подш}}$ – потери на трение в подшипниках;

P_{14} – суммарные потери в обмотке ротора и дополнительные потери в зубцах сердечника ротора;

P_{16} – дополнительные потери в спинке сердечника ротора.

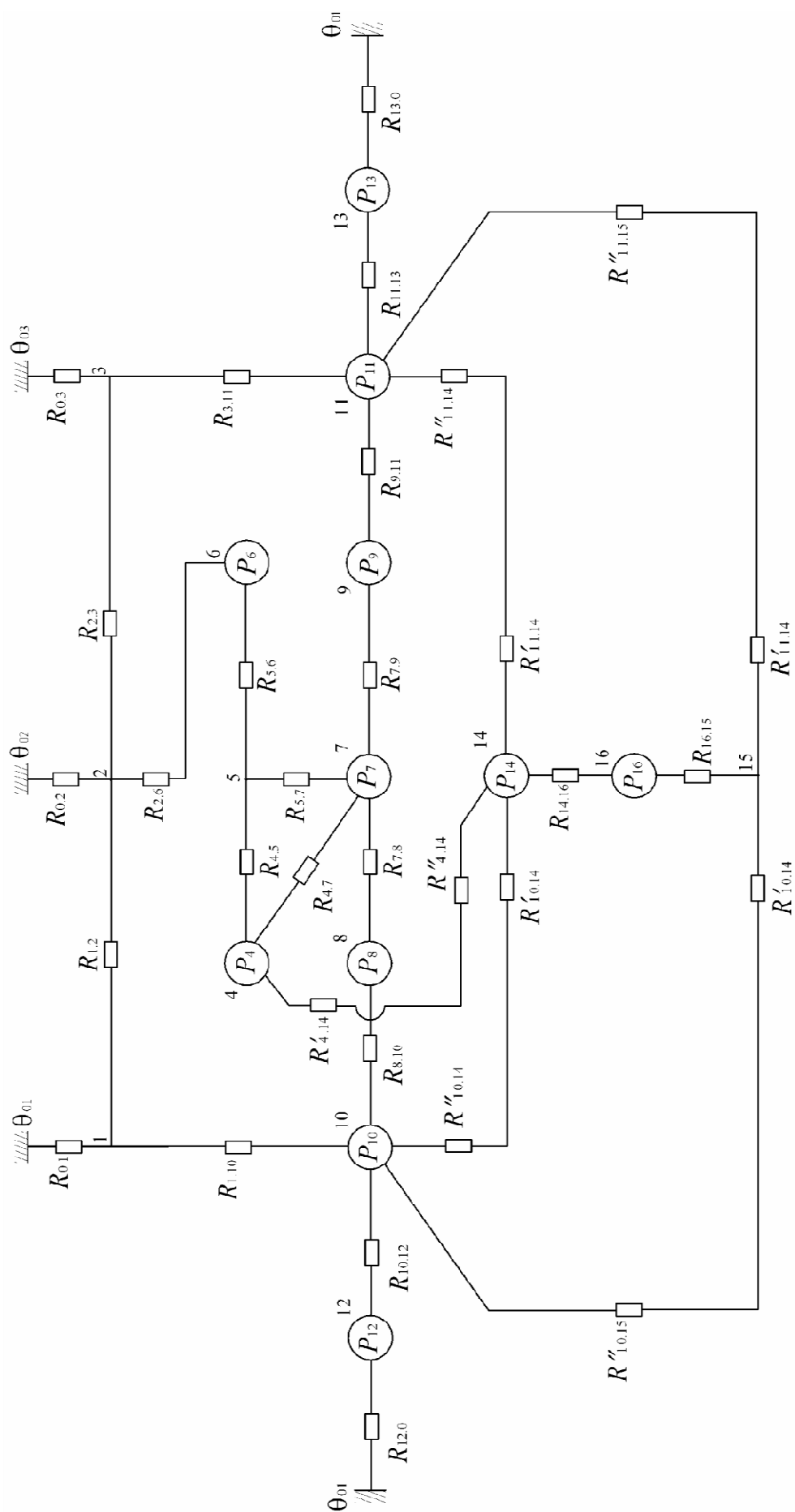


Рис. 1 ЭТС частотно-управляемого асинхронного двигателя для стационарных режимов работы

Рассмотрим порядок определения тепловых сопротивлений ротора.

1 Тепловое сопротивление между подшипниковыми щитами и внутренним воздухом (см. рис. 1), К/Вт

$$R_{10.12} = R_{11.13} = \frac{4}{\alpha_{щ.в} \cdot \pi \cdot (d_{se}^2 - d_b^2)},$$

где $\alpha_{щ.в}$ – коэффициент теплоотдачи от подшипниковых щитов к внутреннему воздуху;

d_b – диаметр шейки вала под подшипником.

Коэффициент теплоотдачи от подшипниковых щитов к внутреннему воздуху, Вт/(м²·К)

$$\alpha_{щ.в} = \frac{10,24 \cdot \lambda_b \cdot Re^{0,48}}{d_{se} + d_s} \cdot \left(\frac{2 \cdot d_{se}}{d_{se} + d_s} \right)^{0,52},$$

где λ_b – коэффициент теплопроводности воздуха, при 25°C $\lambda_b = 0,027$ Вт/(м·К);

Re – критерий Рейнольдса.

Критерий Рейнольдса

$$Re = \frac{U_p \cdot (d_{se} + d_s)}{4 \cdot \nu_b},$$

где U_p – окружная скорость ротора;

ν_b – кинематическая вязкость воздуха, при

25°C $\nu_b = 15,54 \cdot 10^{-6}$ м²/с;

d_{se} и d_s – наружный диаметр статора и диаметр расточки статора.

2 Тепловое сопротивление между внутренним воздухом и «свисающими» частями корпуса, К/Вт

$$R_{1.10} = R_{3.11} = \frac{1}{\alpha_{св} \cdot l_{св} \cdot \pi \cdot d_{se}},$$

где $\alpha_{св}$ – коэффициент теплоотдачи от подшипниковых щитов к «свисающей» части корпуса.

Коэффициент теплоотдачи от подшипниковых щитов к «свисающей» части корпуса

$$\alpha_{св} = \frac{11,64 \cdot \lambda_b \cdot Re^{0,395}}{d_{se}}.$$

$$\text{Критерий Рейнольдса } Re = \frac{U_p \cdot d_{se}}{2 \nu_b}.$$

3 Тепловое сопротивление между подшипниковыми щитами и наружным воздухом, К/Вт:

1) со стороны вентилятора

$$R_{12.0} = \frac{4}{\alpha_{щ.н.в} \cdot \pi \cdot (d_k^2 - d_b^2)},$$

где d_k – диаметр корпуса со стороны ребра;

$\alpha_{щ.н.в}$ – коэффициент теплоотдачи со стороны вентилятора.

Коэффициент теплоотдачи со стороны вентилятора, Вт/м²

$$\alpha_{щ.н.в} = 20 + 9,4 \cdot U_b^2.$$

2) со стороны привода

$$R_{13.0} = 2 \cdot R_{12.0},$$

т.к. коэффициент теплоотдачи со стороны привода

$$\alpha_{щ.н.п} = 0,5 \cdot \alpha_{щ.н.в}.$$

4 Тепловое сопротивление обмотки ротора от пазовой части к короткозамкнутым кольцам, К/Вт:

$$R'_{10.14} = R'_{11.14} = \frac{l_r + l_{fr}}{6 \cdot \lambda_{Al} \cdot S_{Al}},$$

где l_{fr} – ширина короткозамкнутого кольца, м;

λ_{Al} – коэффициент теплоотдачи ротора,

$\lambda_{Al} = 150$ Вт/(м·К);

S_{Al} – поперечное сечение всех стержней обмотки ротора.

Поперечное сечение всех стержней обмотки ротора, м²

$$S_{Al} = Q_r \cdot S_{rc},$$

где Q_r – количество стержней обмотки ротора;

S_{rc} – сечение одного стержня.

5 Тепловое сопротивление между лобовыми частями обмотки ротора и лопатками и внутренним воздухом, К/Вт

$$R''_{10.14} = R''_{11.14} = \frac{1}{\alpha_{fh} \cdot [2b_{fh} \cdot h_{fh} \cdot N_{fh} \cdot \eta_{fh} + \pi \cdot (d_r - h_k) \cdot (2l_{fr} + h_k)]},$$

где α_{fh} – коэффициент теплоотдачи лопаток ротора;

b_{fh} , h_{fh} , N_{fh} – ширина, высота и количество лопаток на одном торце ротора;

η_{fh} – коэффициент качества лопатки ротора, выбирается в диапазоне от 0,93 до 0,96;

l_{fr} , h_k – ширина и высота короткозамыкающего кольца.

Коэффициент теплоотдачи лопаток ротора, Вт/(м²·К)

$$\alpha_{fh} = 0,456 \cdot \frac{\lambda_b}{h_{fh}} \cdot Re^{0,6},$$

где h_{fh} – высота лопаток ротора.

Критерий Рейнольдса

$$Re = \frac{U_{fh} \cdot l_{fr}}{\nu_b},$$

где U_{fh} – средняя скорость потока воздуха на выходе из роторных лопаток.

Средняя скорость потока воздуха на выходе из роторных лопаток, м/с

$$U_{fh} = 0,022 \cdot n_N \cdot d_{fh},$$

где n_N – номинальная частота вращения ротора;

d_{fh} – средний диаметр лопаток ротора.

6 Тепловое сопротивление спинки сердечника

ротора и технологического зазора с валом:

1) если форма напряжения на двигателе синусоидальная, $P_{\text{магв}}=0$, т.е. тепловое сопротивление спинки есть сопротивление цилиндрической стенки без потерь, К/Вт

$$R_{16.15} = \frac{\ln \left[\frac{d_c + 2h_{yr}}{d_c} \right]}{2\pi \cdot \lambda_{Fe} \cdot l_r \cdot K_{Fe}} + \frac{\Delta_{\text{усл}}}{\lambda_b \cdot \pi \cdot d_c \cdot l_r},$$

где d_c – диаметр отверстия под вал в сердечнике ротора, м;

h_{yr} – высота спинки сердечника ротора, м;

λ_{Fe} – коэффициент теплопроводности электро-технической стали вдоль листов, $\lambda_{Fe} = 34$ Вт/(м·К);

$\Delta_{\text{усл}}$ – условный технологический зазор, определяемый в зависимости от диаметра вала, м;

K_{Fe} – коэффициент заполнения пакета сталью, находится в диапазоне от 0,96 до 0,97;

λ_b – коэффициент теплопроводности воздуха, при 100°C $\lambda_b = 3,21 \cdot 10^{-2}$ Вт/(м·К).

2) если форма напряжения на двигателе ступенчатая, $P_{\text{магв}} \neq 0$, таким образом, тепловое сопротивление спинки есть сопротивление цилиндрической стенки с потерями, К/Вт

$$R_{16.15} = \frac{\ln \left[\frac{d_c + 2h_{yr}}{d_c} \right]}{6\pi \cdot \lambda_{Fe} \cdot l_r \cdot K_{Fe}} + \frac{\Delta_{\text{усл}}}{\lambda_b \cdot \pi \cdot d_c \cdot l_r}.$$

7 Тепловое сопротивление "сквозного" теплового потока в спинке ротора в зависимости от формы напряжения, К/Вт

$$R_{14.16} = R_{16.15}.$$

8 Тепловое сопротивление вала, К/Вт

$$R'_{10.15} = R'_{11.15} = \frac{l_r}{2 \cdot S_b \cdot \lambda_{\text{ст}}},$$

где $\lambda_{\text{ст}}$ – коэффициент теплопроводности конструкционной стали марки 45, $\lambda_{\text{ст}} = 47$ Вт/(м·К);

S_b – площадь поперечного сечения вала, м².

9 Тепловое сопротивление от свободной поверхности вала к внутреннему воздуху, К/Вт

$$R''_{10.15} = R''_{11.15} = \frac{1}{\lambda_{\text{вал}} \cdot \pi \cdot d_o \cdot l_o},$$

где $\lambda_{\text{вал}}$ – коэффициент теплоотдачи вала;

d_o и l_o – наружный диаметр и длина свободного участка вала на одну сторону, м.

Коэффициент теплоотдачи, Вт/(м²·К)

$$\alpha_{\text{вал}} = 0,095 \cdot \frac{\lambda_b}{d_o} \cdot (0,5 \cdot \text{Re}^2)^{0,35}.$$

Критерий Рейнольдса

$$\text{Re} = \frac{U_b \cdot d_c}{v_b}.$$

где U_b – окружная скорость вала.

Окружная скорость вала, м/с

$$U_b = \frac{\pi \cdot d_c \cdot n_N}{60}.$$

Выводы. Рассмотрена методика определения тепловых сопротивлений ротора ЭТС адаптированной для частотно-управляемого АД. Данная методика в сочетании с методикой, приведенной в работе [16], позволяет определить совокупность параметров разработанной ЭТС и составить математическую модель теплового состояния частотно-управляемого АД.

Разработанная математическая модель теплового состояния частотно-управляемого АД была проверена экспериментально на АД мощностью 2,5 кВт и 15 кВт, результаты экспериментов приведены в работе [5].

Список литературы: 1. Остаевский, Н.А. Потери частотно-управляемого асинхронного двигателя при различных законах регулирования и типах преобразователей / Н.А. Остаевский, В.Н. Иваненко, А.Н. Петренко // Электротехника и электромеханика. – 2009. – № 3. – С. 37–41. 2. Остаевский, Н.А. Математическая модель теплового состояния частотно-управляемого асинхронного двигателя в стационарных режимах / Н.А. Остаевский, А.Н. Петренко // Проблемы автоматизированного электропривода. Теория и практика. Тематич. вып. науч.-техн. журнала «Электронформ». – 2009. – С. 266–270. 3. Остаевский, Н.А. Исследование теплового состояния частотно-управляемого асинхронного двигателя при различных законах регулирования / Н.А. Остаевский, А.Н. Петренко // Вестник НТУ «ХПИ». Сборник научных трудов. Тематический выпуск «Проблемы совершенствования электрических машин и аппаратов». – 2010. – № 16. – С. 89–102. 4. Остаевский, Н.А. Исследование теплового состояния частотно-управляемого асинхронного двигателя при изменении нагрузки / Н.А. Остаевский, А.Н. Петренко // Электротехника и электромеханика. – 2010. – № 3. – С. 25–29. 5. Петренко А.Н. Экспериментальное исследование нагрева частотно-управляемого асинхронного двигателя при различных источниках питания // Электротехника и электромеханика. – 2010. – № 5. – С. 21–23. 6. Петренко А.Н. Исследование теплового состояния частотно-управляемого асинхронного двигателя при пуске / А.Н. Петренко, В.П. Шайда, Н.Я. Петренко // Электрика (Россия). – 2014. – № 2. – С. 20–23. 7. Регулируемый электропривод [Электронный ресурс]: Экономические и технологические аспекты энергоресурсосбережения за счет широкомасштабного внедрения регулируемого электропривода / Сайт компании УП «ПРОМЭНЕРГЕТИКА». – Режим доступа: http://pe.by/index.php?option=com_content&task=view&id=26&Itemid=31. 8. Петрушин В.С. Асинхронные двигатели в регулируемом электроприводе: учеб. пособ. для студ. высш. учеб. заведений / В.С. Петрушин. – О.: Наука и техника, 2006. – 320 с. 9. Сандлер А.С. Частотное управление асинхронными двигателями / А.С. Сандлер, Р.С. Сорбатов. – М. – Л.: Энергия, 1966. – 144 с. 10. Борисенко А.И. Аэродинамика и теплопередача в электрических машинах / А.И. Борисенко, В.Г. Данько, А.И. Яковлев. – М.: Энергия, 1974. – 560 с. 11. Зюзев А.М. Учет колебаний температуры обмотки статора асинхронного двигателя при проверке по нагреванию в повторно-кратковременном режиме / А.М. Зюзев, В.П. Метельков // Известия Томского политехнического университета. – 2015. Т. 326. – № 4. – С. 146–153. 12. Коцур М.И. Тепловое состояние асинхронного двигателя при пониженной частоте вращения ротора / М.И. Коцур // Восточно-Европейский журнал передовых технологий. – 2013. – № 2/3 (62). – С. 8–10. 13. Зализный Д.И. Адаптивная математическая модель тепловых процессов асинхронного двигателя с короткозамкнутым ротором / Д.И. Зализный, О.Г. Широков, В.В. Попичев // Вестник Гомельского государственного технического университета им. П.О. Сухого. – 2015. Т. 1. – № 1 (60). – С. 1–13. 14. Анучин А. С. Использование двухмассовой тепловой модели для выбора асинхронного двигателя / А.С. Анучин, К.Г. Федорова // Вестник ИГЭУ. – 2013. Вып.3. – С. 1–3. 15. Коцур М.И. Оценка ресурса системы изоляции управляемого асинхронного двигателя с фазным ротором впад синхронном диапазоне частоты вращения / М.И. Коцур // Восточно-Европейский журнал передовых технологий. – 2011. – № 5/8 (53). – С. 41–46. 16. Петренко А.Н.

Методика расчета тепловых сопротивлений статора частотно-управляемого асинхронного двигателя / А.Н. Петренко, В.П. Шайда, Н.Я. Петренко // Вісник НТУ «ХПІ». Серія «Електричні машини та електромеханічні перетворення енергії». – 2014. – № 38 (1081). – С. 122–131.

Bibliography (transliterated): 1. Ostashevskij, N.A., V.N. Ivanenko and A.N. Petrenko. "Poteri chastotno-upravljajemogo asinhronnogo dvigatelja pri razlichnyh zakonah regulirovanija i tipah preobrazovatelej." *Elektrotehnika i elektromehanika* No. 3. (2009): 37–41. Print. 2. Ostashevskij, N.A., and A.N. Petrenko "Matematicheskaja model' teplovogo sostojanija chastotno-upravljajemogo asinhronnogo dvigatelja v stacionarnykh rezhimakh." *Problemy avtomatizirovannogo elektroprivoda. Teorija i praktika. Tematich. vyp. nauch-tehn. Zhurnala Elektroinform.* 2009. 266–270. Print. 3. Ostashevskij, N. A., and A.N. Petrenko "Issledovanie teplovogo sostojanija chastotno-upravljajemogo asinhronnogo dvigatelja pri razlichnykh zakonah regulirovanija." *Vestnik NTU HPI. Sbornik nauchnykh trudov. Tematicheskij vypusk: Problemy sovershenstvovaniya elektricheskikh mashin i apparatov.* No. 16. 2010. 89–102. Print. 4. Ostashevskij, N. A., and A.N. Petrenko. "Issledovanie teplovogo sostojanija chastotno-upravljajemogo asinhronnogo dvigatelja pri izmenenii nagruzki." *Elektrotehnika i elektromehanika* No. 3. (2010): 25–29. Print. 5. Petrenko, A.N. "Eksperimental'noe issledovanie nagreva chastotno-upravljajemogo asinhronnogo dvigatelja pri razlichnykh istochnikah pitaniya." *Elektrotehnika i elektromehanika* No. 5. 2010. 21–23. Print. 6. Petrenko, A.N., V.P. Shajda and N.Ja. Petrenko "Issledovanie teplovogo sostojanija chastotno-upravljajemogo asinhronnogo dvigatelja pri puske." *Elektrika* No. 2. 2014. 20–23. Print. 7. Reguliruemyy elektroprivod: Ekonomicheskie i tehnologicheskie aspekty energoresursoberezheniya za schet shirokomasshtabnogo vnedreniya reguliruemogo elektroprivoda. *Sajt kompanii UP "PROMJeNERGETIKA",* [Web]. 20 August 2014

<http://pe.by/index.php?option=com_content&task=view&id=26&Itemid=31>. 8. Petrushin, V.S. *Asinhronnye dvigateli v reguliruemom elektroprivode: ucheb. posob. dljastud. vyssh. ucheb. zavedenij.* Odessa: Naukaltelnika, 2006. Print. 9. Sandler, A.S., and R.S. Sorbatov *Chastotnoe upravlenie asinhronnymi dvigateljami.* Moscow. Leningrad: Energija, 1966. Print. 10. Borisenko, A.I., V.G. Dan'ko and A.I. Jakovlev *Ajerodinamika i teploperedacha v elektricheskikh mashinah.* Moscow: Energija, 1974. Print. 11. Ziuzev, A.M., and V.P. Metel'kov. "Uchet kolebaniy temperatury obmotki statora asinhronnogo dvigatelja pri proverke po nagrevaniyu v povtorno-kratkovremennom rezhime." *Izvestiya Tomskogo politekhnicheskogo universiteta.* Vol. 326. No. 4. 146–153. Print. 12. Kotsur, M. I. "Teplovoe sostoyanie asinhronnogo dvigatelja pri ponizhennoi chastote vrashcheniya rotora." *Vostochno-Evropeiskii zhurnal peredovykh tekhnologii* 2.3.62.(2013): 8–10. Print. 13. Zaliznyi, D.I., O.G. Shirokov and V.V. Popichev. "Adaptivnaia matematicheskaja model' teplovykh protsessov asinhronnogo dvigatelja s korotkozamknutym rotorom." *Vestnik Gomel'skogo gosudarstvennogo tekhnicheskogo universiteta im. P.O. Sukhogo* Vol. 1. No. 1. 60. 2015. 1–13. 14. Anuchin, A.S. and K.G. Fedorova "Ispolzovanie dvukhmassovoi teplovoi modeli dlia vybora asinhronnogo dvigatelja." *Vestnik IGEU.* No. 1. 2013. Print. 15. Kotsur, M. I. "Otsenka resursa sistemy izoliatsii upravljajemogo asinhronnogo dvigatelja s faznym rotorom v podsinkhronnom diapazone chastoty vrashcheniya." *Vostochno-Evropeiskii zhurnal peredovykh tekhnologii.* No. 5.8.53.2011. 41–46. 16. Petrenko, A.N., V.P. Shajda and N.Ya. Petrenko. "Metodika rascheta teplovykh soprotivlenii statora chastotno-upravljajemogo asinhronnogo dvigatelja." *Visnik NTU KhPI. Ser.: Elektrichni mashini ta elektromekhanichne peretvorennia energii* 38. 1081. 2014. 122–131. Print.

Поступила (received) 10.10.2015



Петренко Александр Николаевич – кандидат технических наук, Харьковский Национальный университет городского хозяйства им. А.Н. Бекетова, старший преподаватель кафедры электрического транспорта; тел.: (095) 688-27-16; e-mail: petersanya2007@mail.ru.

Petrenko Alexander Nikolayevich – Candidate of Technical Sciences (Ph. D.), O.M. Beketov National University of Urban Economy, Senior Lecturer at the Department of Electrical transport, tel.: (095) 688-27-16; e-mail: petersanya2007@mail.ru.



Шайда Виктор Петрович – кандидат технических наук, доцент, Национальный технический университет "Харьковский политехнический институт", доцент кафедры электрических машин; тел.: (057) 707-68-44; e-mail: viktorshayda08@rambler.ru.

Shajda Viktor Petrovich – Candidate of Technical Sciences (Ph. D.), Docent, National Technical University "Kharkiv Polytechnic Institute", Associate Professor at the Department of electrical machines, tel.: (057) 707-68-44; e-mail: viktorshayda08@rambler.ru.



Петренко Николай Яковлевич – кандидат технических наук, доцент, Национальный технический университет "Харьковский политехнический институт", доцент кафедры электрических машин; тел.: (050) 707-68-44.

Petrenko Nicolay Yakovlevich – Candidate of Technical Sciences (Ph. D.), Docent, National Technical University "Kharkiv Polytechnic Institute", Associate Professor at the Department of electrical machines, tel.: (057) 707-68-44.

УДК 621.313.821

В. В. ЧУМАК, М. А. КОВАЛЕНКО, А. И. ПОНОМАРЕВ

ЦЕПЕ-ПОЛЕВАЯ МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ГЕНЕРАТОРА С ПОСТОЯННЫМИ МАГНИТАМИ АУТОНОМНОЙ ЭНЕРГОУСТАНОВКИ

Произведен анализ существующих математических моделей синхронных генераторов для моделирования их режимов работы и нагрузки. Разработано двухмерную цепе-полевою математическую модель синхронного генератора с постоянными магнитами автономной энергоустановки. На основании модели произведен расчет внешней характеристики для различных режимов работы генератора и для различных характеров нагрузки: чисто активного, активно-индуктивного и активно-ёмкостного ($\cos\varphi=0.95$). Показана целесообразность дальнейших исследований по разработке мер для стабилизации внешней характеристики.

Ключевые слова: математическое моделирование, цепе-полевая математическая модель, синхронный генератор, постоянные магниты, индуцированная ЭДС, характер нагрузки.

Введение. Автономная энергоустановка состоит из первичной приводной системы (как правило, двигатель внутреннего сгорания (ДВС)) и генератора, как правило, синхронного, с электромагнитным возбуждением. Характерной особенностью работы системы на основе ДВС является диапазон работы нагрузок от 0,5 до 1,2 от номинальной мощности. Особенностью внешней характеристики такого генератора является расчётное напряжение холостого хода, значение которого близкое к напряжению при работе с нагрузкой близкой к 50 %. В таком случае, диапазон изменения внешней характеристики с учетом нормативных требований к автономным энергокомплексам (поддержка напряжения $\pm 10\%$) должен составлять от 200 до 240 В при нагрузке от 0,5 до 1,2 номинальной мощности.

В последнее время нашли широкое применение синхронные генераторы с постоянными магнитами (СГПМ). Область их существования расширяется с появлением новых областей их применения (автономные энергокомплексы, возобновляемые и нетрадиционные источники энергии, военная сухопутная и морская техника, некоторые бытовые приборы и др.), а также с разработкой новых магнитов, которые обладают улучшенными характеристиками. К преимуществам СГПМ относятся относительно высокое значение КПД, высокая надежность и неприхотливость в обслуживании. К недостаткам таких систем относится то, что они являются практически не регулируемые и изготавливаются на относительно низкие максимальные мощности (до 100 кВт·А). Одним из вариантов стабилизации внешней характеристики есть использование магнитных шунтов.

Целью статьи является разработка цепе-полевой двухмерной математической модели СГПМ. В качестве объекта исследования выбран синхронный генератор (СГ) с магнитным шунтом на роторе, выполнен на базе серийного асинхронного двигателя (АД) АИР100L4. Предмет исследования: параметры и характеристики СГПМ.

Выбор АД в качестве базового обуславливается несколькими причинами: во-первых, АД – являются серийными, что в свою очередь означает, что они оптимизированы; во-вторых, использование статоров

АД для СГ означает унификацию генераторов. Используется данный генератор для высокоэффективных автономных энергоустановок переменного тока. Продольный эскиз СГ приведен на рис. 1 [1].

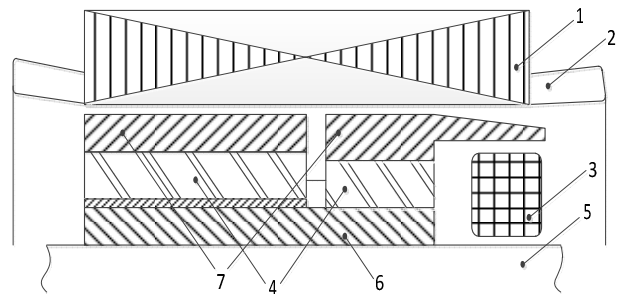


Рис. 1 – Эскиз СГПМ с магнитным шунтом

На рис. 1: 1 – магнитопровод статора; 2 – обмотка якоря; 3 – подмагничивающая обмотка; 4 – постоянные магниты; 5 – вал; 6 – втулка; 7 – полусные наконечники.

Исследуемый СГПМ характеризуется следующими номинальными данными: мощность: $P_n=4,0$ кВт, номинальное фазное напряжение $U_n=220$ В, число пар полюсов $p=4$, частота вращения $n=1500$ об/мин, частота выходного напряжения $f=50$ Гц, материал постоянных магнитов NdFeBr-H-38.

Математическая модель. На сегодняшний день существует множество математических моделей СГПМ [2–5]. Они классифицируются как аналитические и численные [6]. Аналитические модели базируются на решении систем уравнений, расчете схем замещения, построении векторных диаграмм или основаны на результатах практической деятельности или результатов экспериментальных исследований. Численные методы нашли распространение в последние десятилетия с ростом вычислительных возможностей ЭВМ. Такие методы основаны на решении дифференциальных уравнений в частных производных и обеспечивают высокую точность и адекватность полученных результатов. Преимуществом численных методов является то, что они позволяют проводить разработку и расчет электромеханических преобразователей энергии любой конфигурации и сложности.

Существующие математические модели СГПМ

позволяють производити расчет электромагнитного поля, электромагнитных сил, величины индуцированной ЭДС в обмотках СГ. Используя результаты расчетов определяются величины магнитных потоков в СГ, а также значение основных параметров СГ: индуктивные сопротивления рассеивания и реакции якоря. Существуют динамические модели, позволяющие рассчитывать внешнюю характеристику и переходные процессы.

Работа СГ связана не только с постоянной сменой величины нагрузки, но и ее характера. На этапе проектирования целесообразно исследовать внешнюю характеристику генератора $U_a = f(I_a)$ при различном характере нагрузки: чисто активном R , активно-индуктивном $R-L$, активно-емкостном $R-C$. Существующие полевые математические модели не учитывают характер нагрузки, поэтому в данной статье предлагается цепе-полевая математическая модель СГПМ, которая учитывает характер нагрузки.

Основой для разработки данной модели является среда для численного моделирования COMSOL Multiphysics. Цепе-полевая модель отличается от классической тем, что в ней существует взаимосвязь электрической цепи генератора (в том числе и цепи нагрузки) с расчетом электромагнитного поля. Область генератора для расчета электромагнитного поля показана на рис. 2. Результат расчета поля используется для определения электрических величин генератора: тока нагрузки I_1 , напряжения на зажимах генератора U_1 , величины индуцированной ЭДС в фазе обмотки статора E_f , индуктивностей фазы обмотки $x_{\sigma\sigma}$.

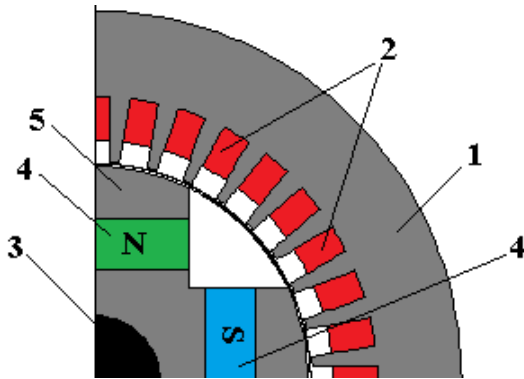


Рис. 2 – Расчетная область исследуемого генератора

На рис. 2: 1 – магнитопровод якоря; 2 – обмотка якоря; 3 – вал; 4 – постоянные магниты; 5 – полюсные наконечники. Полярность постоянных магнитов обозначена соответствующими символами.

Область, показанная на рис. 2 используется для расчета электромагнитного поля и основных электромагнитных величин. Распределение электромагнитного поля в поперечном сечении расчетной области описывается следующими уравнениями:

$$\sigma \frac{\partial A}{\partial t} + \nabla \times H = J_e, B = \nabla \times A, \nabla \cdot B = 0 \quad (1)$$

где J_e – плотность токов в обмотке статора, характеризующая режим работы генератора;

σ – электропроводность материалов области;

A – векторный магнитный потенциал.

Для области, которая включает в себя воздушный зазор, магнитопровод, вал, полюсные наконечники и обмотку якоря уравнение имеет вид:

$$\sigma \frac{\partial A}{\partial t} + \nabla \times H - \sigma v \times B = J_e \quad (2)$$

Поле постоянных магнитов рассчитывается следующим образом:

$$\sigma \frac{\partial A}{\partial t} + \nabla \times \frac{B - B_r}{\mu_0 \mu_r} - \sigma v \times B = J_e \quad (3)$$

где B_r – остаточная индукция постоянных магнитов; v – линейная скорость вращения ротора.

Для области, которая включает в себя постоянные магниты.

Особенностью цепе-полевой математической модели является то, что токи в обмотках и нагрузке рассчитываются исходя из величины индуцируемой ЭДС в обмотках СГ E_f , параметров обмоток: активного R_a и индуктивного $L_{\sigma\sigma}$ сопротивления, а также величины и характера нагрузки. Токи в обмотках рассчитываются следующим образом:

$$J_A = \frac{W_1 \cdot I_1}{S_k} e_k \quad (4)$$

где W_1 – количество витков в фазе;

I_1 – расчетный ток в фазе;

S_k – эквивалентная площадь сечения катушки фазы в пазу.

Эквивалентная площадь сечения катушки в пазу рассчитывается исходя из выражения:

$$S_k = \frac{U_n \cdot q}{S_n \cdot a} \quad (5)$$

где U_n – количество элементарных проводников в пазу;

q – площадь поперечного сечения витка фазы;

S_n – площадь паза, отведенная под проводники в модели СГ;

a – количество параллельных ветвей обмотки якоря.

Ток в фазе обмотки СГ рассчитывается исходя из баланса напряжений по следующему выражению:

$$I_1 = \frac{E_f - U_1}{(r_a - jx_{\sigma\sigma})} \quad (6)$$

ЭДС E_f индуцированная в обмотке статора СГ, рассчитывается исходя из скорости изменения магнитного потока Φ , и количества витков в обмотке статора W_1 :

$$E_f = -W_1 \frac{d\Phi}{dt} \quad (7)$$

Поскольку модель работает в динамическом режиме, то все искомые величины являются функцией времени на заданном временном интервале который составляет $2 \cdot T$ ($T=0,04$ с), плотность токов в каждой фазе в определенный момент времени зависит от скорости вращения ротора:

$$J_a = \sigma \frac{\partial A}{\partial t} + \nabla \times \frac{B}{\mu_0 \mu_r} - \sigma \cdot v \times B \quad (8)$$

где σ – электропроводность материала обмотки статора (медь).

Плотности токов в обмотке якоря являются искомыми величинами и записываются как функция времени t :

$$\begin{aligned} J_A &= J_a \cdot \cos(\omega_1 \cdot t), J_B = J_b \cdot \cos(\omega_1 \cdot t + 2\pi/3), \\ J_C &= J_c \cdot \cos(\omega_1 \cdot t + 4\pi/3) \end{aligned} \quad (9)$$

Структурная электрическая схема исследуемого генератора для одной фазы показано на рис. 3.

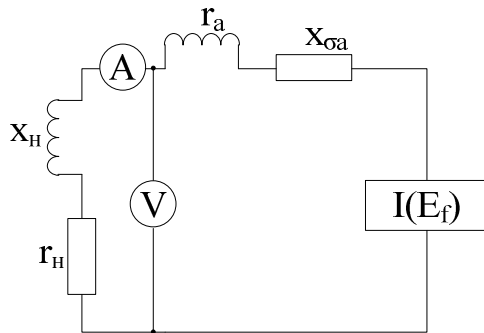


Рис. 3 – Структурная электрическая схема СГ

На рис. 3: r_n , x_n – активное и индуктивное сопротивление нагрузки; r_a , x_{sa} – активное и индуктивное сопротивление обмотки якоря; $I(E_f)$ – элемент цепи-полевой модели, который отвечает за взаимосвязь электромагнитного поля и электрической цепи (обмотки фазы СГ), в котором рассчитывается ток в обмотке исходя из величины индуцированной ЭДС E_f .

Вращение в программном пакете COMSOL Multiphysics реализуется с помощью физического интерфейса для вращающихся машин. Ротор с магнитами и часть воздушного зазора вращается по отношению к системе координат статора. Ротор и статор выполняются в виде двух отдельных геометрических объектов, на границе которых задается условие непрерывности векторного магнитного потенциала. Для реализации вращения в модели используется автоматический генератор сетки, который перестраивает сетку конечных элементов для каждого временного интервала Δt [7]. Для реализации данного алгоритма вводится дополнительная система координат: цилиндрическая. При этом выражения для определения аксиальной и радиальной составляющих индукции постоянных магнитов в воздушном зазоре в цилиндрической системе координат показаны ниже:

$$B_r = \sum_{n=1}^{\infty} B_r^{(n)}(r) \cdot \cos(p(n\theta - \gamma)) \quad (10)$$

$$B_\theta = \sum_{n=1}^{\infty} B_\theta^{(n)}(r) \cdot \sin(p(n\theta - \gamma)) \quad (11)$$

Для определения величины электромагнитного момента используется метод тензора магнитного натяжения [7], который использует результат расчета электромагнитных усилий:

$$n_1 T_2 = -\frac{1}{2} n_1 (E \cdot D) + (n_1 \cdot E) \cdot D^T \quad (12)$$

$$n_1 T_2 = -\frac{1}{2} n_1 (H \cdot B) + (n_1 \cdot E) \cdot B^T \quad (13)$$

где E – вектор напряженности электрического поля;
 D – вектор диэлектрического смещения;
 H – напряженность магнитного поля;
 B – вектор магнитной индукции;
 n_1 – нормаль к поверхности.

Исходя из расчета электромагнитных усилий рассчитывается усредненное значение электромагнитного момента методом тензора магнитных натяжений принимает следующий вид [8]:

$$n_1 T_{av} = \frac{1}{2} \text{Re} \left(\begin{aligned} &-\frac{1}{2} n_1 (E \cdot D) + (n_1 \cdot E) \cdot D^T - \\ &-\frac{1}{2} n_1 (H \cdot B) + (n_1 \cdot E) \cdot B^T \end{aligned} \right) \quad (14)$$

где T_{av} – усредненное значение тензора магнитного натяжения.

Решение электромагнитного поля, ЭДС и электромагнитного момента производится на каждом временном интервале Δt . Объединение полученных решений на интервале $[0 \dots T]$ дает искомые временные зависимости $E_f(t)$ и $M_{эм}(t)$.

Для получения однозначного решения на границах расчетной области задаются граничные условия первого рода [6]:

$$A(x, y, z, t)|_{G1=0} \quad (15)$$

Численное решение поставленной задачи производилось в программном пакете COMSOL Multiphysics. Сетка конечных элементов модели состоит из 31147 треугольных элементов. Среднее время решения поставленной задачи составляет 127 мин и определяется величиной тока нагрузки и ее характером (наиболее долго рассчитывается задача при активно-индуктивной нагрузке и номинальном токе ≈ 193 мин.).

На рис. 4 показано распределение электромагнитного поля (фоновая закрашка) и векторного магнитного потенциала (изолинии) при активной нагрузке ($\cos\phi_1=1$) и токе нагрузки $I_1 \approx 4,25$ А. За основу, при моделировании взято оптимизированную конструкцию СГПМ детально описанную в [1].

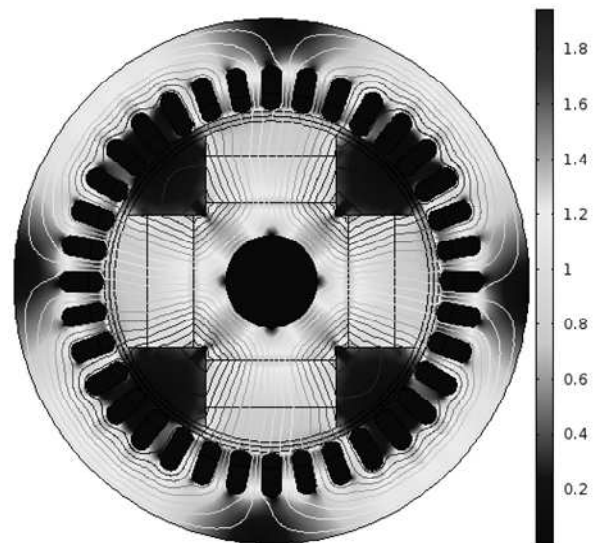


Рис. 4 – Распределение электромагнитного поля при нагрузке

Расчет среднего значения магнитной индукции на участках магнитопровода даёт следующие результаты: среднее значение магнитной индукции в полюсном башмаке $B_r=0,74$ Тл; среднее значение магнитной индукции в спинке ротора $B_j=1,39$ Тл; среднее значение магнитной индукции в зубце ротора составляет $B_z=1,63$ Тл; среднее значение магнитной индукции в ярме статора $B_a=1,2$ Тл; среднее значение магнитной индукции в воздушном зазоре $B_g=0,46$ Тл.

Распределение нормальной составляющей индукции вдоль средней линии в воздушном зазоре при токе нагрузки $I_1 \approx 4,25$ А показано на рис. 5.

На рис. 5 видно искажение формы кривой магнитного потока в воздушном зазоре, возникающее вследствие размагничивающего действия реакции якоря.

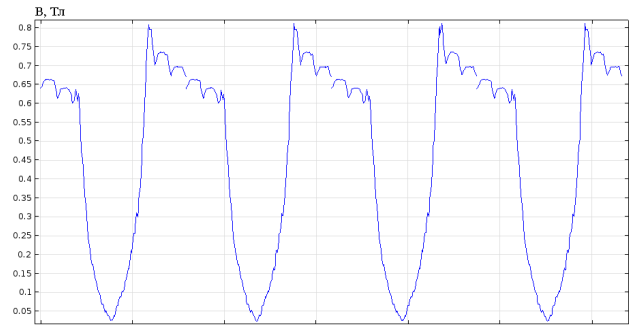


Рис. 5 – распределение индукции в воздушном зазоре при активной нагрузке СГ

На рис. 6 приведено результат расчета мгновенных значений трёхфазной системы напряжений на выходе генератора при активной нагрузке.

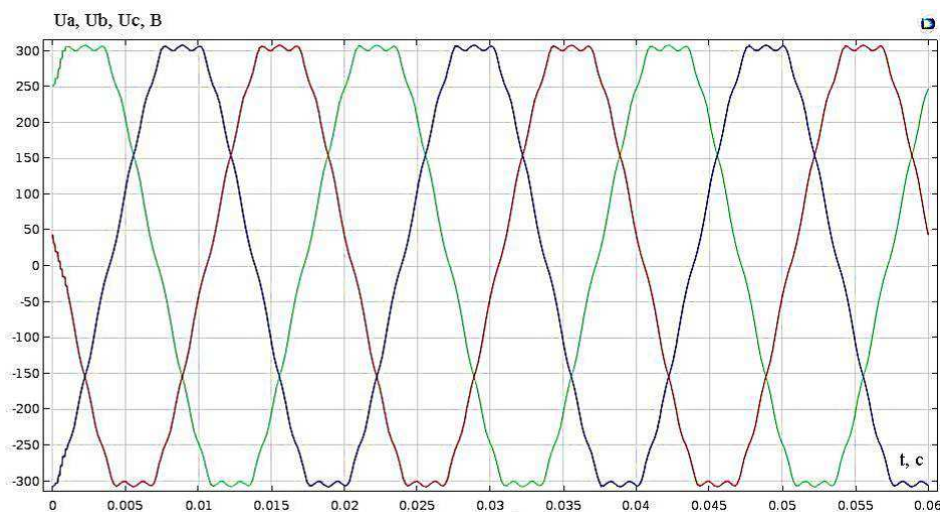


Рис. 6 – Результат расчета трёхфазной системы выходного напряжения генератора

Анализ распределения напряжения во времени и полученного спектра (рис. 7), а также сравнение результата с [1], в котором ЭДС рассчитывалась за формальным выражением показывает, что при цепе-поле-вом подходе в спектре расчетного выходного напряжения отсутствуют высокочастотные составляющие, обусловленные влиянием зубчатости расточки статора.

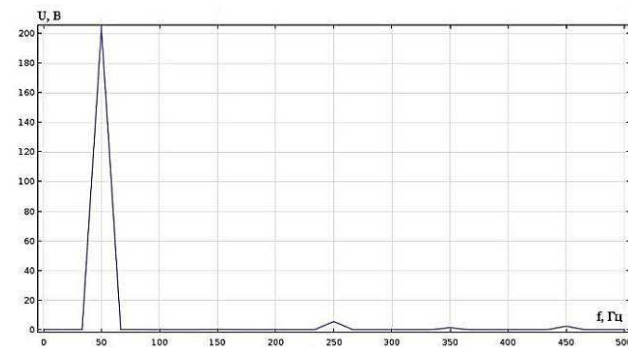


Рис. 7 – Спектральный состав напряжения

В полученном спектре на рис. 7 присутствуют ЭДС 5-й, 7-й и 9-й гармоник. Относительно амплитуды первой гармоники они составляют: 3,2%; 0,75%; 1,25% соответственно для 5-й, 7-й и 9-й

гармоник. Поскольку обмотки исследуемого генератора соединены в звезду, то 3-я гармоника в спектре отсутствует. На рис. 8 приведено результат расчета внешней характеристики генератора для активной, активно-индуктивной и активно-емкостной нагрузки. При этом принято обоснованная величина коэффициента мощности $\cos\varphi=0,95$ [9], при которой работает большинство автономных СГ. Из полученных временных зависимостей напряжения на нагрузке и тока (рис. 3) определяется их среднее значение (рис. 9).

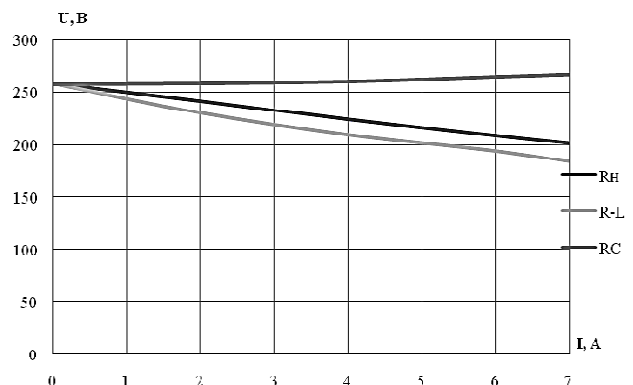
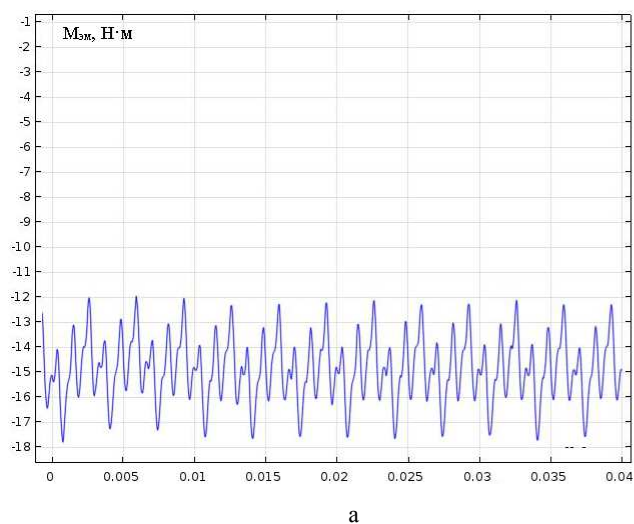


Рис. 8 – Результат расчета внешней характеристики

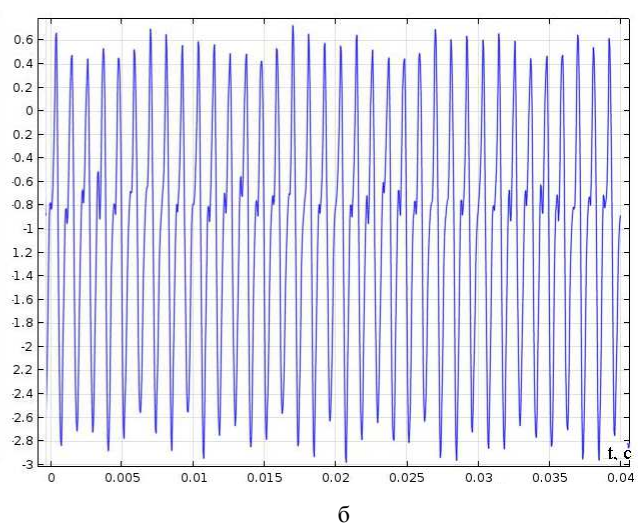
Характер полученных зависимостей соответствует классическому виду внешней характеристики $I_a=f(U_a)$. Результат расчета внешней характеристики при активной нагрузке практически полностью совпадает с характеристикой полученной ранее на основании расчета полевой задачи [1]. Это свидетельствует о адекватности разработанной цепе-полевой математической модели и о достоверности полученных результатов.

Фазное напряжение холостого хода во всех случаях составляет $U_0=258$ В, что составляет 1,17 от номинального фазного напряжения генератора $U_n=220$ В. Расчеты показывают, что при активной нагрузке и токе якоря $I_a=4,5$ А напряжение на зажимах генератора составляет $U_1=225$ В, при дальнейшем повышении тока нагрузки до номинального значение напряжение на обмотке якоря падает до $U_1=201$ В, что составляет 9% от номинального. При активно-индуктивной нагрузке и $\cos\varphi=0,95$ напряжение при номинальной нагрузке составляет $U_1=182$ В, что ниже номинального значения на 18%. При активном-емкостной нагрузке напряжение увеличивается за счет действия продольной подмагничивающей реакции якоря на 21% и составляет $U_1=268$ В.

Естественная характеристика исследуемого генератора является достаточно жесткой, однако с ростом нагрузки снижение напряжения больше предельно допустимых значений, что требует разработки дополнительных мер по стабилизации внешней характеристики электромагнитным путем. Один из таких способов будет детально рассмотрен в последующих работах, посвященной данной тематике.



а



б

Рис.10 – Электромагнитный момент СГПМ

На рис. 10, а показано зависимость электромагнитного момента исследуемого генератора при нагрузке, а на рис. 10, б на холостом ходу. Среднее значение момента в этом режиме составляет $M_{эм} \approx 14,5$ Н·м. на холостом ходу момент практически равен нулю. Пульсации момента объясняются наличием зубастости на статоре, а также дискретностью ротора.

Выводы. Разработано двухмерную цепе-полевую математическую модель СГПМ, которая отличается

U, I, о.е.

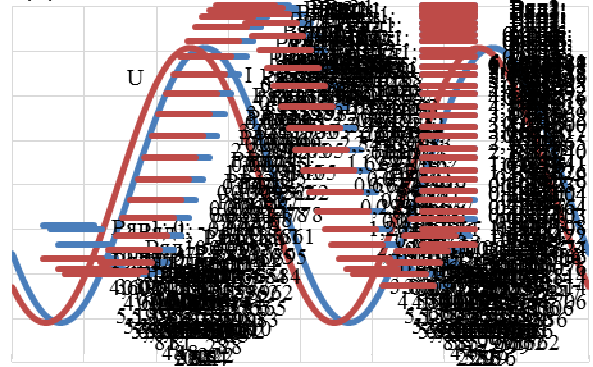


Рис. 9 – Мгновенные значения тока и напряжения на нагрузке при активно-индуктивной нагрузке

Полученные временные зависимости тока и напряжения на нагрузке получены при активно-индуктивной нагрузке и токе якоря $I_a=4,5$ А. По рис. 9 видно, что временной сдвиг между током и напряжением составляет $\Delta t \approx 0,0022$ с, что соответствует углу сдвига фаз $\theta=18^\circ$ и соответствует коэффициенту мощности $\cos\varphi=0,95$.

Для оценки адекватности математической модели произведен расчет величины электромагнитного момента и его пульсаций для различных режимов нагрузки исследуемого генератора. В результате получено временные зависимости электромагнитного момента $M_{эм}(t)$.

На рис. 10 приведено результаты расчета временной зависимости электромагнитного момента $M_{эм}(t)$ при $\cos\varphi=1$, токе якоря $I_a=4,5$ А и $I_a=0$ А.

тем, что позволяет рассчитывать внешнюю характеристику генератора с учетом характера нагрузки. Модель универсальна и рекомендуется к применению для генераторов любой мощности и конфигурации. Результаты расчета коррелируются с предыдущими исследованиями авторов и подтверждаются результатами экспериментов, проведенных ранее.

Расчет внешней характеристики показал, что необходимо разрабатывать комплексные меры по

стабилизации внешней характеристики исследуемого генератора с помощью разработанной цепи-полевой модели. К таким мерам относятся: разработка схемотехнических решений и электромагнитных систем подмагничивания (шунтирования) основного магнитного потока.

Список литературы: 1. Чумак В.В. Математическое моделирование генератора с комбинированным возбуждением автономной энергоустановки / В.В. Чумак, М.А. Коваленко, А.И. Пономарев // *Электромеханические и энергосберегающие системы*. – 2015. – №31. – С. 76–84. 2. Чумак В.В. Синхронный генератор с комбинированным возбуждением / В.В. Чумак, А.И. Пономарев // *Энергия* – XXI век. – 2013. – № 1. – С. 28–34. 3. Васковский Ю.Н. Моделирование режимов работы тягового синхронного двигателя с постоянными магнитами / Ю.Н. Васковский, Ю.А. Гайдено, А.Е. Русятинский // *Электротехника и электромеханика*. – 2013. – №5. – С. 19–22. 4. Пономарев О.И. Повірочний розрахунок моделі магнітоелектричного генератора з магнітним шунтуванням на базі АІР100Л4 в режимі навантаження / О.І. Пономарев // *Технічна електродинаміка*. – 2015. – №3. – С. 49–54. 5. Чумак В.В. Методика расчета магнитной системы торцевых синхронных хмагнитоэлектрических генераторов / Е.А. Монахов, В.В. Чумак // *Вісник Кременчуцького національного університету імені Михайла Остроградського*. – №1 (90), ч.1 – 2015. – С. 23–26. 6. Васковский Ю.М. Польовий аналіз електричних машин: Навч. Посіб / Ю.М. Васковский. – К.: НТУУ "КПІ", 2007. – 192 с. 7. Tariq Benamimour "Finite Element Modeling and Dynamic Simulation of Nonlinear VRM using MATLAB" / Tariq Benamimour, Amar Bentounsi, Hind Djeghloud, and Ilhem Bouchareb // *IEEE*, 2013. 8. S. Kanerva "Inductance Model for Coupling Finite Element Analysis With Circuit Simulation," / S. Kanerva, S. Seman and A. Arkklio // *IEEE Transactions on Magnetics*, Vol. 41, No. 5, 2005, pp. 1620–1623. 9. E.Monakhov

Axial-flux permanent magnet machine with reduced consumption of active materials / E. Monakhov, V. Chumack // *Електромеханічні і енергозберігаючі системи*, №2 (30), 2015 год, с. 83–89.

Bibliography (transliterated): 1. Chumak V.V. Matematicheskoe modelirovanie generatora s kombinirovannym возбуждением автономной энергоустановки. V.V. Chumak, M.A. Kovalenko, A.I. Ponomarev. *Elektromehaniicheskie i energosberegajushhie sistemy*. 2015. No 31. 76–84. Print. 2. Chumak V.V. Sinhronnyj generator s kombinirovannym возбуждением. V.V. Chumak A.I. Ponomarev. *Energija – HHI vek*. 2013. No 1. 28–34. Print. 3. Vas'kovskij Ju.N. Modelirovanie rezhimov raboty tjavogovo sinhronnogo dvigatelja s postojannymi magnitami. Ju.N. Vas'kovskij, Ju.A. Gajdenko, A.E. Rusjatinskij. *Elektrotehnika i elektromehaniika*. 2013. No 5. 19–22. Print. 4. Ponomar'ov O.I. Povirochnij rozrahunok modeli magnitoelektrichnogo generatora z magnitnim shuntuvannjam na bazi AIR100L4 v rezhimi navantazhenja. O.I. Ponomar'ov. *Tehnichna eletrodinamika*. 2015. No 3. 49–54. Print. 5. Chumak V.V. Metodika rascheta magnitnoj sistemy torcevyh sinhronnyh magnitoelektricheskikh generatorov. E.A. Monahov, V.V. Chumak. *Visnik Kremenchuc'kogo nacional'nogo universitetu imeni Mihajla Ostrograds'kogo*. No 1 (90), Vol.1. 2015. 23–26. Print. 6. Vas'kov'skij Ju.M. Pol'ovij analiz elektrichnih mashin: Navch. Posib / Ju.M. Vas'kov'skij. – Kiev: NTUU "KPI", 2007. – 192 p. Print. 7. Tariq Benamimour "Finite Element Modeling and Dynamic Simulation of Nonlinear VRM using MATLAB" Tariq Benamimour, Amar Bentounsi, Hind Djeghloud, and Ilhem Bouchareb. *IEEE*, 2013. Print. 8. S. Kanerva "Inductance Model for Coupling Finite Element Analysis With Circuit Simulation" S. Kanerva, S. Seman and A. Arkklio. *IEEE Tansactions on Magnetics*, Vol. 41, No. 5, 2005, pp. 1620–1623. Print. 9. E. Monakhov Axial-flux permanent magnet machine with reduced consumption of active materials. E.Monakhov, V. Chumack. *Elektromehaniichni i energozberigajuchi sistemi*. No 2 (30). 2015. 83–89.

Поступила (received) 05.07.2014



Чумак Вадим Владимирович – кандидат технических наук, доцент, Национальный технический университет Украины "Киевский Политехнический Институт", доцент кафедры электромеханики, тел. +38(067) 505-19-89; e-mail: chumack_kpi@ukr.net.

Chumack Vadim Vladimirovich – Candidate of Technical Sciences (Ph. D.), Docent, National Technical University of Ukraine "Kyiv Polytechnic Institute", tel.: +38(067) 505-19-89; e-mail: chumack_kpi@ukr.net.



Коваленко Михаил Анатольевич – кандидат технических наук, ассистент, Национальный технический университет Украины "Киевский Политехнический Институт", ассистент кафедры электромеханики, тел. +38(067) 656-36-51; e-mail: kovalenko_ma@i.ua.

Kovalenko Mykhailo Anatolijovych – Candidate of Technical Sciences (Ph. D.), assistant, National Technical University of Ukraine "Kyiv Polytechnic Institute", tel.: +38(067) 656-36-51; e-mail: kovalenko_ma@i.ua.



Пономарев Алексей Игоревич – Национальный технический университет Украины "Киевский Политехнический Институт", инженер, тел. +38(067) 536-50-62. e-mail: aiponom@ukr.net.

Ponomarev Oleksiy Igorevich – National Technical University of Ukraine "Kyiv Polytechnic Institute", engineer, tel.: +38(067) 536-50-62. e-mail: aiponom@ukr.net.

УДК 621.313.322-81

О.Ю. ЮР'ЄВА, С.В. ПОЛОМОШНОВ, Є.В. ПОЛОМОШНОВ

КРІПЛЕННЯ ОСЕРДЯ СТАТОРА В КОРПУСАХ СУЧАСНИХ ТУРБОГЕНЕРАТОРІВ

Проаналізовано та класифіковано конструкції кріплення осердя статора в корпусі турбогенераторів, що випускаються в теперішній час на світових підприємствах з турбогенераторобудування. Доведено необхідність застосування додаткових елементів в конструкції турбогенератора, а саме кріплення осердя статора в корпусі. Наведено характеристику жорсткої, еластичної та пружної підвісок. Величина одиничної потужності турбогенераторів обумовлює застосування конкретного типу кріплення осердя статора в корпусі. Особливості конструкції кріплення осердя статора в корпусі турбогенератора відрізняються в залежності від підприємства-виготівника.

Ключові слова: електромеханіка, турбогенератор, вібрація, жорстка конструкція, еластична конструкція, пружна підвіска осердя статора.

Вступ. Турбогенераторами виробляється до 85 % усієї електроенергії в світі. Турбогенератор є найскладнішою за конструкцією електричною машиною. Як і будь-яка електрична машина, турбогенератор складається з активної та конструктивної частин. За масою конструктивні елементи дорівнюють масі активних елементів, а за кількістю навіть перебільшують. Кожне підприємство-виробник турбогенераторів використовує свої технічні рішення для реалізації конструктивного рішення машини.

Мета дослідження. Різноманітність виконання конструктивних частин турбогенераторів потребує їхньої систематизації. Застосування кожного конструктивного елемента обумовлено забезпеченням функціонування турбогенератора в цілому. Одним з таких конструктивних елементів є кріплення осердя статора в корпусі турбогенератора, яке отримало назву "підвіска осердя статора".

Необхідність застосування підвіски осердя статора в турбогенераторі. Як відомо, статор турбогенератора складається з шихтованого осердя, в пазах якого розташовано трифазну розподілену обмотку та яке кріпиться у суцільнозварному корпусі. Корпус закріплюється на фундаменті турбоагрегату.

В стаціонарному режимі відбуваються коливання статора турбогенератора. Ці коливання викликаються нерівномірним тяжінням обертового ротора під дією змінного магнітного поля, яке створюється в основному обертовими електромагнітами (полюсами) ротора. Постійно діючі знакозмінні електромагнітні сили збуджують вібрації осердя та обмотки статора. Ці сили спричиняють вібрації осердя з подвійною частотою струму обмотки статора [1]. Так, при частоті струму обмотки статора 50 Гц частота коливань осердя статора становить 100 Гц, а при частоті струму обмотки статора 60 Гц частота коливань осердя статора складе 120 Гц. Крім того, в аномальних та перехідних режимах роботи турбогенератора виникають змінні складові електромагнітного моменту, які спричиняють вібрації одинарної та подвійної частоти струму обмотки статора. Механічні коливання великих мас (маса осердя статора з обмоткою сягає декілька сотень тон, маса корпусу складає десятки тон) можуть призвести до руйнувань як самого турбогенератора, так і турбоагрегату в

цілому.

Проблеми вібрації для потужних турбогенераторів ускладнюються тим, що значні змінні електромагнітні сили діють на статор, який являє собою складну конструкцію з можливими зазорами між осердям та обмоткою статора, між осердям та елементами його конструкції. Це в низці випадків породжує віброударні явища, що призводять до руйнування елементів статора від утомленості.

Найбільші напруги виникають при вібрації статора двополосних турбогенераторів, оскільки чим більша кількість полюсів, тим більше вузлів має форма коливань осердя статора по колу і тим менша амплітуда коливань та напруги.

Для зменшення передавання вібрацій з осердя статора на корпус статора турбогенератора та фундамент турбоагрегату осердя підвішується в корпусі за допомогою конструктивного елемента, який називається підвіскою осердя статора (рис. 1).

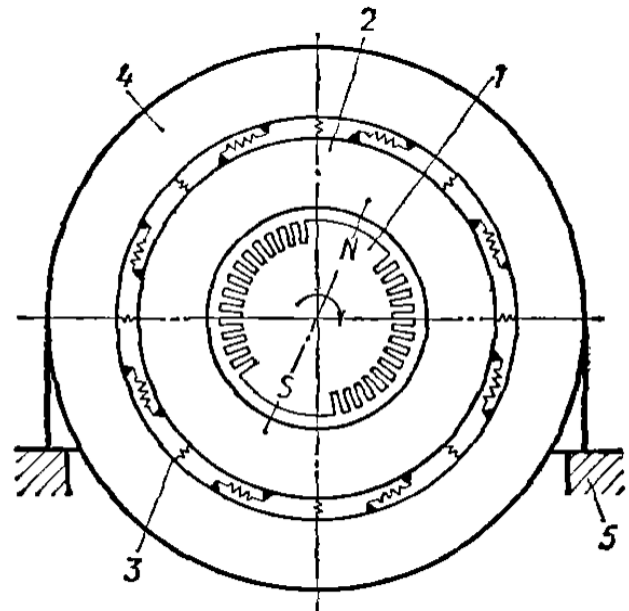


Рис. 1 – Схема компоновки турбогенератора:
1 – ротор турбогенератора, 2 – осердя статора;
3 – підвіска осердя статора; 4 – корпус статора;
5 – фундамент турбоагрегату

Система підвіски осердя статора є одним з

найважливіших і найнавантажених конструктивних елементів статора. Вона закріплює осердя статора в корпусі, сприймає на себе вагу осердя та знакозмінні зусилля від вібрацій осердя, забезпечує збереження необхідного рівня жорсткості осердя, а також віброізоляцію корпуса та фундаменту від вібрацій осердя.

Жорстка підвіска осердя статора турбогенератора. В турбогенераторах потужністю від 6 до 165 МВт будь-якої фірми-виробника зв'язок осердя з корпусом здійснюється жорстко за допомогою системи спеціальних поздовжніх стягуючих брусів (стягуючих призм), які з зовнішнього боку кріпляться до внутрішніх кільцевих ребер жорсткості (перегородок) корпуса за допомогою кутників або шпильок (рис. 2). Зв'язок стягуючих призм з осердям статора здійснюється за допомогою з'єднання типу "ластівчин хвіст". Стягуючі призми суцільні та мають постійний поперечний переріз по всій довжині. Така конструкція отримала назву "жорстка підвіска" [2]. Така система є простою та зручною у складанні. Її застосування обмежується неможливістю забезпечити міцність конструкції та гасіння вібрації при більших потужностях.

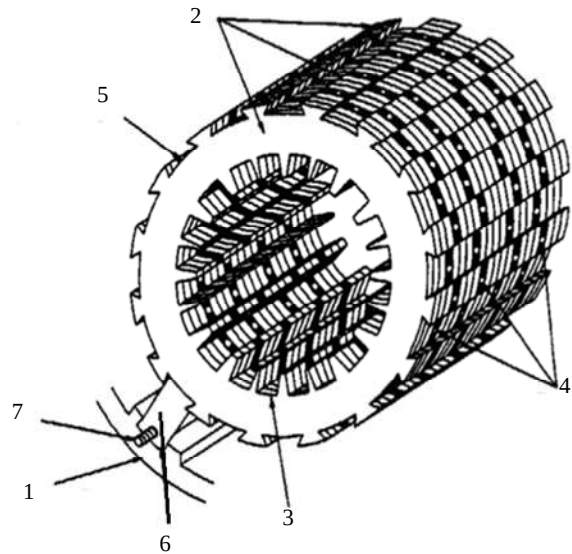


Рис. 2 – Статор турбогенератора із жорсткою підвіскою:
1 – корпус статора; 2 – листи осердя статора; 3 – паз статора для обмотки; 4 – вентиляційні канали осердя статора; 5 – паз для кріплення "ластівчин хвіст"; 6 – стягуюча призма; 7 – шпонка

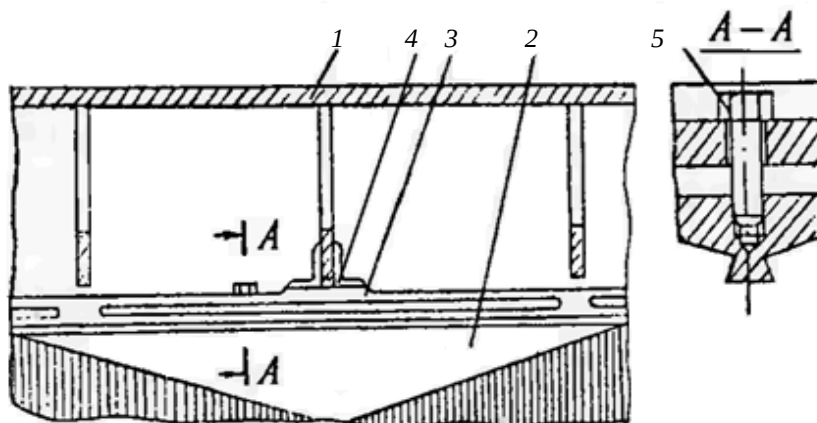


Рис. 3 – Статор турбогенератора серії ТВВ з еластичною підвіскою:
1 – корпус статора; 2 – осердя статора; 3 – стягуюча призма з аксіальними прорізами; 4 – кутник; 5 – технологічний болт

Еластична підвіска осердя статора турбогенератора. В турбогенераторах потужністю від 200 до 500 МВт виробництва "Завод "Електросила" (Росія) для зменшення вібрацій, що передаються від осердя статора на корпус та фундамент, в стягуючих призмах фрезуються спеціальні аксіальні прорізи (рис. 3). Ці прорізи посилюють амортизаційні властивості стягуючих призм. Така підвіска отримала назву еластичної [3].

Конструктивне виконання еластичної підвіски залежить від серії турбогенератора. Так, наприклад, в турбогенераторах серії ТВВ з зовнішнього боку осердя статора стягуючі призми закріплюються спеціальними технологічними болтами, тому що вигин задньої стінки призми більший за вигин передньої стінки, де розташовується "ластівчин хвіст". Після складання та пресування осердя статора болти відкручуються, а виступ у формі ластівчиного хвоста притискається до осердя. Технологічні болти застосовуються тільки у верхньому напівциліндрі

статора, тому що у нижньому напівциліндрі притискання забезпечується власною вагою статора [4].

Пружна підвіска осердя статора турбогенератора. Для зменшення передавання вібрації осердя до корпуса та фундаменту в турбогенераторах потужністю від 200 до 350 МВт застосовуються пружна конструкція кріплення підвіски осердя до корпуса за допомогою пластинчастих пружин, які розташовані в двох взаємно перпендикулярних площинах.

В турбогенераторах серії ТГВ потужністю від 200 до 300 МВт виробництва "Завод "Електроважмаш" (м. Харків, Україна) кріплення осердя до корпуса статора виконується за допомогою системи пластинчастих тангенційних пружин (рис. 4).

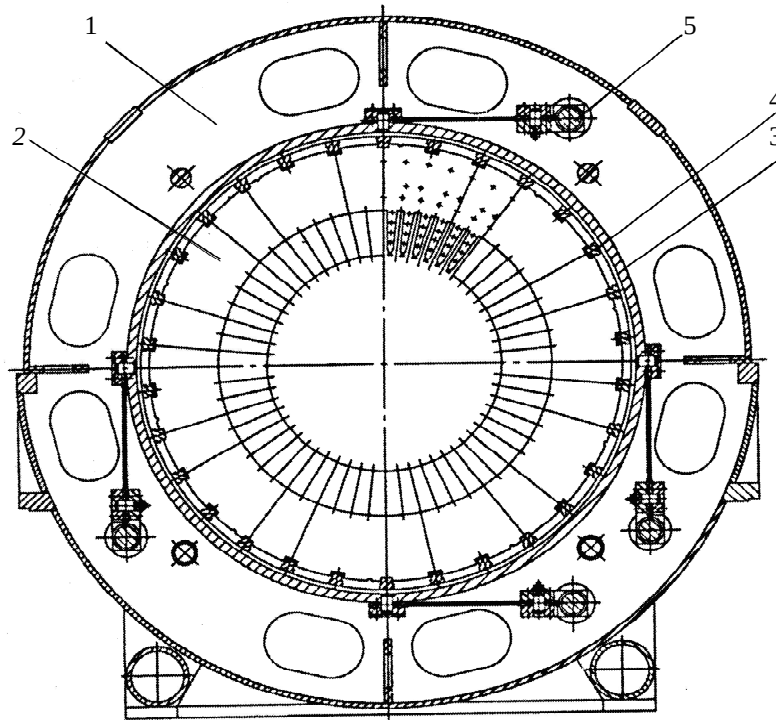


Рис. 4 – Статор турбогенератора серії ТГВ з пружною підвіскою:
1 – корпус статора; 2 – осердя статора; 3 – стягуюча призма; 4 – рама; 5 – пружина підвіски

Одним кінцем ці пружини (рис. 5) приєднуються до внутрішньої поверхні корпусу, а іншим – до сталеві рами, в середині якої розташовується осердя статора. Зв'язок осердя з рамою є жорстким та здійснюється за допомогою системи приварених до рами стягуючих призм.

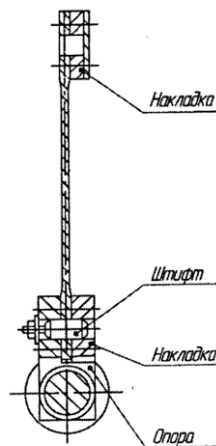


Рис. 5 – Пружина підвіски статора турбогенератора ТГВ-325

В турбогенераторах серії ТГВ потужністю від 300 до 350 МВт стягуючі призми розклинуються в ступінчастих пазах по поверхні спинки осердя статора за допомогою системи радіальних та тангенціальних розпорних клинів. Заклинювання здійснюється таким чином, що призми з радіальною та тангенціальною фіксацією чередувалися по колу статора.

В турбогенераторах потужністю більшою за 500 МВт пружна підвіска розташовується ззовні корпусу статора.

В турбогенераторах ТГВ-500 закріплення осердя в корпусі статора жорстке, а сам корпус пружно кріпиться на фундаменті за допомогою чотирьох груп подвійних тангенціальних пружин, встановлених вертикально (дві групи пружин по боках статора з боку контактних кілець та дві групи збоку турбіни) (рис. 6) [5].

У турбогенератора ТЗВ-800 пружне кріплення осердя в корпусі виконано тільки по бічних боках статора в зоні опорних лап приварюванням ребер до кільцевих стінок корпусу. В ребрах супротив місць приварювання передбачаються поздовжні прорізи, які забезпечують пружне кріплення осердя. До збільшення міцності кріплення осердя до корпусу кількість ребер в бічних зонах збільшено вдвічі, причому додаткові ребра приєднано до активної сталі та корпусу та є не стягуючими, а тільки опорними для тангенціальних пересувань. Верхні та нижні стягуючі ребра з корпусом не зв'язані, а жорстко розклинені до яра осердя.

Для покращення віброізоляції корпусу та фундаменту від магнітних вібрацій осердя в деяких потужних турбогенераторах (наприклад, ТЗВ-800) частину а стягуючих призм у верхній та нижній частинах статора від'єднують від корпусу. Кріплення активної частини сталі до корпусу еластичне та здійснюється за допомогою стягуючих призм, які розташовуються в бічних секторах статора. Це конструктивне рішення дозволило виключити вивільнення верхніх призм та надмірне навантаження нижніх, що обумовлено вертикальним зсувом осердя статора під дією власної ваги.

Кріплення осердя статора в корпусі чотириполюсних турбогенераторів. Особливої уваги заслуговує турбогенератор потужністю 1000 МВт. Зовнішній діаметр осердя статора чотириполюсного турбогенератора приблизно дорівнює зовнішньому діаметру двополюсного турбогенератора, не зважаючи на великий діаметр ротора. Це пояснюється зменшенням в $\sqrt{2}$ разів магнітного потоку на один полюсний крок, висоти спинки осердя статора, висоти зубців статора та величини повітряного проміжку. Практично при тому самому зовнішньому діаметрі осердя статора та більшому внутрішньому діаметрі маса чотириполюсного статора менша за масу двополюсного ротора. Тому повні маси чотириполюсного та двополюсного турбогенераторів приблизно дорівнюють одна одній при однаковій потужності.

Однією з основних особливостей чотириполюсних турбогенераторів є зниження вібрації осердя в 4–5 разів через благоприємне розташування магнітного потоку по колу статора. По цій причині кріплення осердя до статора здійснюється жорстко, без еластичної підвіски.

Висновки. Осердя статора турбогенераторів потужністю до 160 МВт з'єднується з корпусом жорстко. В турбогенераторах потужністю від 200 до 500 МВт серії ТВВ використовується еластична підвіска. В турбогенераторах серії ТГВ потужністю від 200 до 500 МВт застосовується пружна підвіска з розташуванням всередині або ззовні корпусу статора.

Чотириполюсні турбогенератори не потребують додаткових пристосувань для зменшення вібрацій, та з'єднуються з корпусом статора жорстко.

Список літератури: 1. Вибрации в технике: Справочник. В 6-ти т. / Ред. В.Н. Челомей (пред). – М.: Машиностроение. – 1980 – Т. 3. Колебания машин, конструкций и их элементов / Под ред. Ф.М. Диментберга и К.С. Колесникова. – 1980. – 544 с. 2. Basic AC electrical generators // Режим доступу: http://www.asope.org/pdfs/AC_Electrical_Generators_ASOPe.pdf. 3. Хуторецкий Г.М., Токов М.И., Толвинская Е.В. Проектирование турбогенераторов // Г.М. Хуторецкий, М.И. Токов, Е.В. Толвинская / Л.: Энергоатомиздат, Ленингр. отд-ние. – 1987. – 256 с. 4. Инозметев Е.К. Ремонт конструктивных узлов турбогенераторов. (Часть 1) // Е.К. Инозметев / М.: НТФ "Энергопрогресс". – 2005. – 112 с. 5. Кузьмин В.В., Шевченко В.В., Минко А.Н. Оптимизация массогабаритных параметров неактивных частей турбогенераторов / В.В. Кузьмин, В.В. Шевченко, А.Н. Минко / Х.: Монограф СПДФЛ Чальцев А.В. – 2012. – 246 с.

Bibliography (transliterated): 1. Vibratsii v tekhnike: Spravochnik. V 6-ti t. Red. V.N. Chelomey (pred). – Moscow: Mashinostroenie. – 1980 – Vol. 3. Kolebaniya mashin, konstruktсий i ikh elementov. Pod red. F.M. Dymentberga y K.S. Kolesnikova. – 1980. – 544 p. Print. 2. Basic AC electrical generators. Rezhym dostupu: www.asope.org/pdfs/AC_Electrical_Generators_ASOPe.pdf. 3. Khutoretskiy H.M., Tokov M.Y., Tolvinskaya E.V. Proektyrovanye turbogeneratorov. H.M. Khutoretskiy, M.Y. Tokov, E.V. Tolvinskaya. Leningrad: Enerhoatomizdat, Lenyng. otd-nye. – 1987. – 256 p. Print. 4. Inozmetsev E.K. Remont konstruktivnykh uzlov turbogeneratorov. (Chast' 1). E.K. Inozmetsev. Moscow: NTF "Energoprogress". – 2005. – 112 p. Print. 5. Kuz'min V.V., Shevchenko V.V., Minko A.N. Optymyzatsiya massohabarytnykh parametrov neaktyvnykh chastey turbogeneratorov. V.V. Kuz'myn, V.V. Shevchenko, A.N. Minko. Kharkov: Monograf SPDFL Chal'tsev A.V. – 2012. – 246 p. Print.

Надійшла (received) 10.10.2015



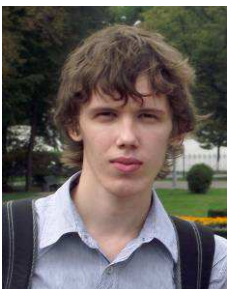
Юр'сва Олена Юрійвна – кандидат технічних наук, доцент, Національний технічний університет "Харківський політехнічний інститут", доцент кафедри електричних машин; тел.: (057) 707-68-44; e-mail: ele6780@yandex.ua.

Yur'eva Olena Yuriyivna – Candidate of Technical Sciences (Ph. D.), Docent, National Technical University "Kharkiv Polytechnic Institute", Associate Professor at the Department of electric machines; tel.: (057) 707-68-44; e-mail: ele6780@yandex.ua.



Поломошнов Сергій Васильович – студент, Національний технічний університет "Харківський політехнічний інститут".

Polomoshnov Sergey Vasilievich – student, National Technical University "Kharkiv Polytechnic Institute".



Поломошнов Євген Васильович – студент, Національний технічний університет "Харківський політехнічний інститут".

Polomoshnov Evgeniy Vasilievich – student, National Technical University "Kharkiv Polytechnic Institute".

**О. Г. ГРИБ, С. Ю. ШЕВЧЕНКО, Д. А. ГАПОН, Ю. А. СИРОТИН, Т. С. ИЕРУСАЛИМОВА,
А. В. ДЯЧЕНКО**

ПИТАНИЕ ТРАНСФОРМАТОРНОЙ ПОДСТАНЦИИ 330/110 кВ ПРИ НАЛИЧИИ В ЛИНИЯХ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧ ВЫСШИХ ГАРМОНИК

Отключение или повреждение воздушных линий высокого и сверхвысокого напряжения (ЛЭП) вызывается разными причинами, среди которых не последнее место занимают как природные факторы – воздействие молний и птиц или ветровые нагрузки, обледенение и загрязнение изоляторов в регионах с неблагоприятными экологическими условиями, так и случайные или преднамеренные действия человека по повреждению подвесной изоляции.

Ключевые слова: надежность, изоляция, качество, электроэнергия, напряжение, высшие гармоники.

Вступление. Каждое аварийное отключение ЛЭП требует анализа обстоятельств его возникновения, что довольно часто сделать практически не возможно в силу отсутствия видимых причин перекрытия изоляции. В связи с этим, важное значение приобретают методы ранней оперативной диагностики технического состояния высоковольтных линий и, в частности, состояния проводов и изоляции ЛЭП.

Анализ последних исследований и литературы. В последнее время при диагностике состояния высоковольтной изоляции значительное внимание уделяется появлению высокочастотных составляющих электромагнитных колебаний, свидетельствующих об ухудшении ее состояния. Появление таких колебаний свидетельствует о наличии в конструкции ЛЭП ослабленных, с точки зрения электрической прочности участков. Это в свою очередь приводит к активизации и разрядных ионизационных процессов на ослабленных участках, которые и являются источником высокочастотных электромагнитных колебаний. Такими источниками могут быть повреждены элементарные проводники, которые составляют провода, дефекты подвесной арматуры, дефектные изоляторы. Подобные дефекты определить визуально, учитывая размеры ЛЭП практически не возможно. С другой стороны известно, что высокочастотные импульсы, влияющие на изоляцию, приводят к ухудшению ее характеристик, так называемому старению (ухудшению диэлектрических характеристик). Появление высокочастотных сигналов существенно ускоряет процесс старения изоляции. Кроме того скорость старения изоляции зависит от напряженности поля в изоляционном материале.

Цель статьи. Исследование состояния высоковольтной изоляции при наличии высших гармоник в линиях электропередач.

Постановка проблемы. Проблема возникает в том, что при наличии в сети высших гармоник снижается срок службы линии электропередач.

Материалы исследований. В работе [1] появление высокочастотных колебаний связывают с наличием частичных разрядов в изоляторах, что приводит к преждевременному старению изоляции. Выполненные в [2] исследования показали, что

источником высокочастотных колебаний могут быть как, изоляторы воздушных линий электропередачи так и провода при наличии короны. Следует отметить, что в этом случае фоном усиливающим ухудшение состояния изоляции могут быть высшие гармоники сгенерированные мощными потребителями электроэнергии (промышленные предприятия). Это обусловлено тем, что в месте дефекта изоляции происходит постоянная поляризация и при перенапряжении в сети в этом месте может произойти пробой изоляции. В [3, 4] рассматриваются способы диагностики изоляторов акустическим и электромагнитным методами. Сравнение этих методов показывает более высокую чувствительность электромагнитного, что позволяет нам сделать вывод о наличии в частотном спектре излучения дефектных изоляторов колебаний с частотами отличными от акустического диапазона.

Рассмотрим возникновение таких колебаний при подаче высокого напряжения к подвесному изолятору. Известно, что основными диэлектрическими материалами при изготовлении изоляторов являются стекло и фарфор (фарфор). Дефекты фарфоровых изоляторов могут быть обнаружены по наличию тепловых аномалий, в случае присутствия развитой продольной трещины в условиях повышенного увлажнения или загрязнения поверхности изолятора, или дефектов цементного заложения, а также за наличием коронного разряда в зонах с повышенным уровнем напряженности поля. Стекланные изоляторы, в отличие от фарфоровых, всегда считались «самодефектирующимися», то есть закаленное стекло при повреждениях разрушается под действием механических напряжений. Однако возможно существенное ухудшение изолирующих свойств стекланных изоляторов при появлении на их поверхности скользящих разрядов. Источником скользящих разрядов, в этом случае, может быть изоляционная конструкция между стержнем и шапкой тарельчатого изолятора, которая состоит из последовательного электрического соединения элементов: цементной заделки стержня – тело диэлектрика (стекла) – цементная заделка шапки. Последнюю не будем брать во внимание, поскольку напряженность электрического поля в ней

практически на порядок меньше в сравнении с цементным заделкой стержня.

Как было отмечено, выше изоляторы могут быть источником высокочастотных колебаний на линии электропередачи, которые способствуют аварийных отключений. Для подтверждения этого были выполнены экспериментальные исследования. При проведении экспериментов были использованы 2 изолятора типа ПС 120Б из гирлянды, которая имела перекрытие из участка ВЛ-330 (из них изолятор с условным номером 1 является первым в гирлянде от траверсы, и 2-й – следующий за ним в гирлянде). Для 1-го изолятора характерным является наличие устойчивого поверхностного загрязнения цвета ржавчины, которое может быть объясним стечением

ржавчины с поверхностей траверсы. Поверхность 2-го изолятора является сравнительно чистой. Внешний осмотр видимого края цементной заделки стержня показывает наличие в нем крупных пор и отсутствие защитного покрытия.

Результаты исследований. Ниже приведены результаты исследования качества электрической энергии в энергосистеме.

Высшие гармоники характеризуются коэффициентом n -ой гармонической составляющей. Коэффициент n -ой гармонической составляющей выходит за границы нормально и предельно допустимых значений, что отрицательно сказывается на работе высоковольтной изоляции [5-7].

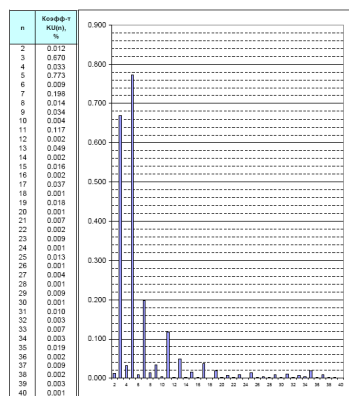


Рис. 1 – График коэффициентов n -й гармонической составляющей напряжения в фазе "А"

Гармоника, №	Допустимое значение		Кое-во измерений	Кое-во выходов		Границь
	Нормально	Предельно		за нормально допустимое значение	за предельно допустимое значение	
2	0,50	0,75	28 800	0	0	1,000
3	0,50	0,45	28 800	0	0	1,000
4	0,30	0,45	28 800	0	0	1,000
5	1,50	2,25	28 800	0	0	1,000
6	0,20	0,30	28 800	0	0	1,000
7	1,00	1,50	28 800	0	0	1,000
8	0,20	0,30	28 800	0	0	1,000
9	0,40	0,60	28 800	0	0	1,000
10	0,20	0,30	28 800	0	0	1,000
11	1,00	1,50	28 800	0	0	1,000
12	0,20	0,30	28 800	0	0	1,000
13	0,70	1,05	28 800	0	0	1,000
14	0,20	0,30	28 800	0	0	1,000
15	0,20	0,30	28 800	0	0	1,000
16	0,20	0,30	28 800	0	0	1,000
17	0,50	0,75	28 800	0	0	1,000
18	0,20	0,30	28 800	0	0	1,000
19	0,40	0,60	28 800	0	0	1,000
20	0,20	0,30	28 800	0	0	1,000
21	0,20	0,30	28 800	0	0	1,000
22	0,20	0,30	28 800	0	0	1,000
23	0,40	0,60	28 800	0	0	1,000
24	0,20	0,30	28 800	0	0	1,000
25	0,40	0,60	28 800	0	0	1,000
26	0,20	0,30	28 800	0	0	1,000
27	0,20	0,30	28 800	0	0	1,000
28	0,20	0,30	28 800	0	0	1,000
29	0,37	0,55	28 800	0	0	1,000
30	0,20	0,30	28 800	0	0	1,000
31	0,36	0,54	28 800	0	0	1,000
32	0,20	0,30	28 800	0	0	1,000
33	0,20	0,30	28 800	0	0	1,000
34	0,20	0,30	28 800	0	0	1,000
35	0,30	0,51	28 800	0	0	1,000
36	0,20	0,30	28 800	0	0	1,000
37	0,33	0,50	28 800	0	0	1,000
38	0,20	0,30	28 800	0	0	1,000
39	0,20	0,30	28 800	0	0	1,000
40	0,20	0,30	28 800	0	0	1,000

Рис. 2 – Протокол измерений коэффициентов n -й гармонической составляющей напряжения в фазе "А"

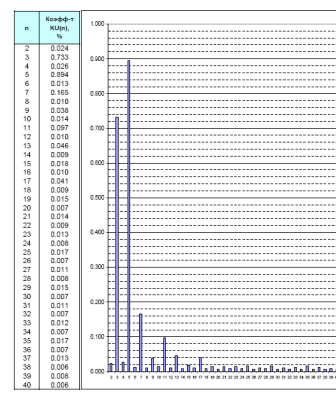


Рис. 3 – График коэффициентов n -й гармонической составляющей напряжения в фазе "В"

Гармоника, №	Допустимое значение		Кое-во измерений	Кое-во выходов		Границь
	Нормально	Предельно		за нормально допустимое значение	за предельно допустимое значение	
2	0,50	0,75	28 800	0	0	1,000
3	0,50	0,45	28 800	0	0	1,000
4	0,30	0,45	28 800	0	0	1,000
5	1,50	2,25	28 800	0	0	1,000
6	0,20	0,30	28 800	0	0	1,000
7	1,00	1,50	28 800	0	0	1,000
8	0,20	0,30	28 800	0	0	1,000
9	0,40	0,60	28 800	0	0	1,000
10	0,20	0,30	28 800	0	0	1,000
11	1,00	1,50	28 800	0	0	1,000
12	0,20	0,30	28 800	0	0	1,000
13	0,70	1,05	28 800	0	0	1,000
14	0,20	0,30	28 800	0	0	1,000
15	0,20	0,30	28 800	0	0	1,000
16	0,20	0,30	28 800	0	0	1,000
17	0,50	0,75	28 800	0	0	1,000
18	0,20	0,30	28 800	0	0	1,000
19	0,40	0,60	28 800	0	0	1,000
20	0,20	0,30	28 800	0	0	1,000
21	0,20	0,30	28 800	0	0	1,000
22	0,20	0,30	28 800	0	0	1,000
23	0,40	0,60	28 800	0	0	1,000
24	0,20	0,30	28 800	0	0	1,000
25	0,40	0,60	28 800	0	0	1,000
26	0,20	0,30	28 800	0	0	1,000
27	0,20	0,30	28 800	0	0	1,000
28	0,20	0,30	28 800	0	0	1,000
29	0,37	0,55	28 800	0	0	1,000
30	0,20	0,30	28 800	0	0	1,000
31	0,36	0,54	28 800	0	0	1,000
32	0,20	0,30	28 800	0	0	1,000
33	0,20	0,30	28 800	0	0	1,000
34	0,20	0,30	28 800	0	0	1,000
35	0,30	0,51	28 800	0	0	1,000
36	0,20	0,30	28 800	0	0	1,000
37	0,33	0,50	28 800	0	0	1,000
38	0,20	0,30	28 800	0	0	1,000
39	0,20	0,30	28 800	0	0	1,000
40	0,20	0,30	28 800	0	0	1,000

Рис. 4 – Протокол измерений коэффициентов n -й гармонической составляющей напряжения в фазе "В"

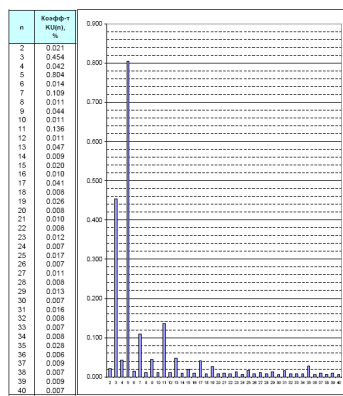


Рис. 5 – График коэффициентов n -й гармонической составляющей напряжения в фазе "С"

Гармоника, №	Допустимое значение		Кое-во измерений	Кое-во выходов		Границь
	Нормально	Предельно		за нормально допустимое значение	за предельно допустимое значение	
2	0,50	0,75	28 800	0	0	1,000
3	0,50	0,45	28 800	0	0	1,000
4	0,30	0,45	28 800	0	0	1,000
5	1,50	2,25	28 800	0	0	1,000
6	0,20	0,30	28 800	0	0	1,000
7	1,00	1,50	28 800	0	0	1,000
8	0,20	0,30	28 800	0	0	1,000
9	0,40	0,60	28 800	0	0	1,000
10	0,20	0,30	28 800	0	0	1,000
11	1,00	1,50	28 800	0	0	1,000
12	0,20	0,30	28 800	0	0	1,000
13	0,70	1,05	28 800	0	0	1,000
14	0,20	0,30	28 800	0	0	1,000
15	0,20	0,30	28 800	0	0	1,000
16	0,20	0,30	28 800	0	0	1,000
17	0,50	0,75	28 800	0	0	1,000
18	0,20	0,30	28 800	0	0	1,000
19	0,40	0,60	28 800	0	0	1,000
20	0,20	0,30	28 800	0	0	1,000
21	0,20	0,30	28 800	0	0	1,000
22	0,20	0,30	28 800	0	0	1,000
23	0,40	0,60	28 800	0	0	1,000
24	0,20	0,30	28 800	0	0	1,000
25	0,40	0,60	28 800	0	0	1,000
26	0,20	0,30	28 800	0	0	1,000
27	0,20	0,30	28 800	0	0	1,000
28	0,20	0,30	28 800	0	0	1,000
29	0,37	0,55	28 800	0	0	1,000
30	0,20	0,30	28 800	0	0	1,000
31	0,36	0,54	28 800	0	0	1,000
32	0,20	0,30	28 800	0	0	1,000
33	0,20	0,30	28 800	0	0	1,000
34	0,20	0,30	28 800	0	0	1,000
35	0,30	0,51	28 800	0	0	1,000
36	0,20	0,30	28 800	0	0	1,000
37	0,33	0,50	28 800	0	0	1,000
38	0,20	0,30	28 800	0	0	1,000
39	0,20	0,30	28 800	0	0	1,000
40	0,20	0,30	28 800	0	0	1,000

Рис. 6 – Протокол измерений коэффициентов n -й гармонической составляющей напряжения в фазе "С"

На рис. 1–6 представлены графики и протоколы измерений коэффициентов n -й гармонической составляющей напряжения в фазах "А", "В", "С" на ТП 330/110 кВ, которые проводились на границе балансовой принадлежности снабжающей организации и потребителя электроэнергии.

В фазе А присутствует четная четвертая гармоника, которая выходила за нормально допустимое значение (0,30) в пределах 0,37; 0,39; 0,31; 0,43; 0,32.

В фазе В присутствует нечетная третья гармоника, которая выходила за нормально

допустимое значение (1,50) в пределах 1,55; 1,90.

В фазе С присутствует четная четвертая гармоника, которая выходила за нормально допустимое значение (0,30) в пределах 0,30; 0,42; 0,33; 0,37; 0,43; 0,35. А за предельно допустимое значение (0,45) в пределах 0,46; 0,54. А также присутствует шестая четная гармоника, которая выходила за нормально допустимое значение (0,20) в пределах 0,21.

Выводы. Из протоколов измерений показателей коэффициентов n -й гармонической составляющей на ТП 330/110 кВ по фазам А, В в течении 24-х часов видно, что коэффициент n -ой гармонической составляющей

напряжения соответствует нормам по ГОСТу 13109-97, а по фазе С не соответствует. При диагностике состояния высоковольтной изоляции значительное внимание необходимо уделять появлению высокочастотных составляющих электромагнитных колебаний, свидетельствующих об ухудшении ее состояния.

Список литературы: 1. Колечицкий Е.С. Расчет электрических полей устройств высокого напряжения / Колечицкий Е.С. – М.: Энергоатомиздат, 1983. – 168 с. 2. Справочник по электротехническим материалам: В 3 т. Т. 2 / Под ред. Ю.В. Корицкого и др. – 3-е изд., перераб. – М.: Энергоатомиздат, 1987. – 464 с. 3. ГОСТ 27661-88 Изоляторы линейные подвесные. Типы, параметры и размеры. – Введ. 01.01.89. 4. Su C. Overview of Electromagnetic Modeling Software / C. Su, H.Ke, T. Hubing // 25th Annual Review of Progress in Applied Computational Electromagnetics, 8-12 March 2009 – P. 736-741. 5. Кучинский Г.С. Изоляция установок высокого напряжения: Учебник для вузов / Г.С. Кучинский, В.Е. Кизеветтер, Ю.С. Пинталь; под общ. ред. Г.С. Кучинского. – М.: Энергоатомиздат, 1987. – 368 с. 6. Техника высоких напряжений /. Под общ. ред. Д.В. Разевига. – изд. 2-е, перераб. и доп. – М.: Энергия, 1976. – 488с. 7. ГОСТ 13109-97. Электрическая энергия.

Совместимость технических средств электромагнитная. Нормы качества электрической энергии в системах электроснабжения общего назначения. – Минск.: ИПК Изд-во стандартов. – 1998. – 30 с.

Bibliography(translation): 1. Kolehichy E. S. Calculation of electric fields of high voltage devices. Kolehichy E. S. – Moscow: Energoatomizdat, 1983. – 168 p. 2. Handbook of electrical materials: V 3 t. T. 2 Under the editorship of Yu. Korickij, etc. – 3rd ed., Rev. – Moscow: Energoatomizdat, 1987. – 464 p. 3. GOST 27661-88 line suspended Insulators. Types, parameters and dimensions. – Introductio. 01.01.89. 4. Su C. Overview of Electromagnetic Modeling Software / S. Su, H. Ke and T. Hubing. 25th Annual Review of Progress in Applied Computational Electromagnetics, March 8-12 2009. 736-741. 5. Kuchinsky G.S. Insulation systems of high voltage: a Textbook for universities. G.S. Kuchinsky, V.E. Kiesewetter, J.S. Pental; ed. by G.C. Kuczynski. – Moscow: Energoatomizdat, 1987. – 368 p. 6. High voltage equipment under the General editorship of D. V. Razevig. – ed. 2nd, revised and enlarged extra – Moscow: Energy, 1976. 7. GOST 13109-97. The electrical energy. Electromagnetic compatibility of technical equipment. Norms of quality of electric energy in power supply systems of General purpose. – Minsk: IPK Publishing house of standards. – 1998. 30 p.

Поступила (received) 08.10.2015



Гриб Олег Герасимович – доктор технических наук, профессор, Национальный технический университет "Харьковский политехнический институт", заведующий кафедрой автоматизации энергосистем.

Gryb Oleg Gerasimovych – Doctor of Technical Sciences, Professor, National Technical University "Kharkiv Polytechnic Institute", Head of the Department automation of electric power systems.



Шевченко Сергей Юрьевич – кандидат технических наук, доцент, Национальный технический университет "Харьковский политехнический институт", профессор кафедры передачи электрической энергии

Shevchenko Sergey Yurievych – Candidate of technical Sciences, associate Professor, National Technical University "Kharkiv Polytechnic Institute", Professor of Department transmitting electrical energy



Гапон Дмитрий Анатольевич – кандидат технических наук, доцент, Национальный технический университет «Харьковский политехнический институт», доцент кафедры автоматизации энергосистем

Gapon Dmitry Anatolyevych – candidate of technical Sciences, associate Professor, National Technical University "Kharkiv Polytechnic Institute", associate Professor of Department of automation of electric power systems



Сиротин Юрий Александрович – доктор технических наук, доцент, Национальный технический университет "Харьковский политехнический институт", профессор кафедры автоматизации энергосистем

Sirotya Yuriy Aleksandrovich – doctor of technical Sciences, associate Professor, National Technical University "Kharkiv Polytechnic Institute", Professor of Department of automation of electric power systems



Иерусалимова Татьяна Сергеевна – Национальный технический университет "Харьковский политехнический институт", ассистент кафедры автоматизации энергосистем.

Ierusalimova Tatiana Sergeevna – National technical University "Kharkiv Polytechnic Institute", assistant of the Department of automation of power systems



Дяченко Александр Васильевич – Национальный технический университет "Харьковский политехнический институт", аспирант кафедры автоматизации энергосистем.

Diachenko Alexander Vasilevych – National technical University "Kharkiv Polytechnic Institute", post graduate student of Department of automation of electric power systems

УДК 621.316.13

*М.С. ТАРАНУХА, Р.В. ТЕЛЮТА, В.В. ЗІНЗУРА***ОПТИМАЛЬНЕ КЕРУВАННЯ РЕЖИМАМИ РЕАКТИВНОГО НАВАНТАЖЕННЯ ЗА УМОВ НЕСИМЕТРІЇ НАПРУГ РОЗПОДІЛЬЧИХ ЕЛЕКТРИЧНИХ МЕРЕЖ**

Запропоновано підхід до керування режимами реактивних навантажень розподільчих електричних мереж номінальною напругою 6-10 кВ шляхом використання симетро-компенсувальних установок. Розроблено структурну схему системи автоматичного керування режимами реактивної потужності розподільчих електричних мереж, яка базується на розв'язку задачі багатокритеріальної оптимізації знайденому методом наближення до утопічної точки в просторі критеріїв. Проведене комп'ютерне моделювання показало перевагу запропонованої системи автоматичного керування над існуючими.

Ключові слова: система автоматичного керування, розподільчі електричні мережі, реактивні навантаження, несиметрія напруг

Вступ. На сучасному етапі розвитку електричних мереж важливим є питання підвищення ефективності та економічності їх роботи. Особливо гостро ця проблема стоїть для розподільчих електричних мереж (РЕМ) номінальною напругою 10-35 кВ. Це пов'язано з тим, що в зазначених РЕМ, зважаючи на їх велику протяжність рівень втрат електричної енергії є досить високим. Зниженню ефективності роботи РЕМ також сприяє понаднормове зниження рівнів показників якості електроенергії (ПЯЕ) за рахунок наявності потужних промислових споживачів із різко змінним та несиметричним графіком електричних навантажень. Найбільш ефективним способом зниження втрат електроенергії в РЕМ є впровадження заходів з компенсації реактивної потужності. Найбільш поширеним в РЕМ технічним засобом компенсації реактивної потужності є батареї статичних конденсаторів (БСК).

Як відомо, БСК здійснюють багатофункціональний вплив на параметри режиму електричної мережі, а саме на рівень споживання реактивної потужності, усталене відхилення напруги та на рівні несиметрії напруг (у випадку варіанту конструктивного виконання БСК з регулюючими (симетрувальними) секціями). Такі симетро-компенсувальні пристрої набули досить широкого розповсюдження в РЕМ через їх високу ефективність. Проте, зважаючи на їх багатофункціональний вплив не лише на рівні компенсації реактивної потужності та несиметрії напруг, але й на рівень усталеного відхилення напруги, за певних обставин в РЕМ можуть виникнути такі випадки, коли при ввімкненні симетрувально-компенсуючого пристрою буде спостерігатись понаднормове значення усталеного відхилення напруг [1]. Це, в свою чергу, призводить до появи додаткових збитків від зниження якості електроенергії і тим самим до зниження ефективності роботи РЕМ.

Постановка задачі. Задача розробки нових методів та засобів підвищення ефективності роботи РЕМ, які з одного боку, були б досить ефективними, а з іншого – не вимагали б значних капіталовкладень є досить актуальною. Одним із шляхів вирішення даної задачі є удосконалення систем автоматичного керування (САК) симетро-компенсувальними пристроями з метою врахування їх впливу не лише на рівні споживання реактивної потужності та несиметрії напруг, але і на рівні усталеного відхилення напруг в РЕМ.

Аналіз публікацій. В роботах [1-2] запропоновано САК симетро-компенсувальними пристроями, що враховує їх вплив на рівні усталеного відхилення напруг. Проте, область застосування запропонованої в [1-2] САК обмежується лише РЕМ номінальною напругою 0,4 кВ (мережі з глухозаземленою нейтраллю), і тому запропоновані в [1-2] САК не можуть бути застосовані для симетро-компенсувальних пристроїв, встановлених в РЕМ номінальною напругою 6-10 кВ (мережі з ізольованою нейтраллю). В роботах [1-3] пропонується розглядати задачу одночасного зниження рівня споживання реактивної потужності та рівнів усталеного відхилення і несиметрії напруг як задачу багатокритеріальної оптимізації. Розроблені в [1-3] алгоритми роботи САК симетро-компенсувальними пристроями базуються на реалізації розв'язків зазначеної задачі багатокритеріальної оптимізації, знайдених методом головного критерію. Як показано в роботі [4], для вирішення подібного класу задач з успіхом можуть застосовуватись і інші методи вирішення задач багатокритеріальної оптимізації.

Метою роботи є підвищення ефективності роботи РЕМ номінальною напругою 6-10 кВ шляхом удосконалення САК симетро-компенсувальних пристроїв.

Для досягнення поставленої мети роботи необхідно вирішити наступні завдання:

- формалізувати задачу автоматичного керування симетро-компенсувальним пристроєм, що працює в РЕМ номінальною напругою 10 кВ як задачу багатокритеріальної оптимізації та обрати метод її розв'язку;

- розробити структурну схему САК параметрами режиму РЕМ номінальною напругою 10 кВ, що містить симетро-компенсувальний пристрій, в основу роботи якої покладено знайдені розв'язки задачі багатокритеріальної оптимізації;

- розробити комп'ютерну імітаційну модель САК симетро-компенсувальним пристроєм, що працює в РЕМ номінальною напругою 10 кВ та з її допомогою визначити ефект від застосування розробленої САК в порівнянні з базовою.

Основна частина. Як було зазначено вище, задачу одночасного зниження рівня споживання реактивної потужності та рівнів усталеного відхилення та несиметрії напруг найдоцільніше

розглядати як задачу багатокритеріальної оптимізації. Кількість критеріальних функцій в постановці даної задачі залежить від режиму роботи нейтралі РЕМ. Так, для РЕМ номінальною напругою 10 кВ (мережа з ізольованою нейтраллю) характерна наявність лише симетричних складових напруг прямої та зворотної послідовності. Тому, для цього випадку, задачу керування симетро-компенсуючим пристроєм можна записати в наступному вигляді:

$$\begin{cases} \operatorname{tg} \varphi(X) = \frac{Q_c(X)}{P_c(X)} \rightarrow \min; \\ |\Delta U_1(X)| = |U_1(X) - U_{ном}| \rightarrow \min; \\ U_2(X) \rightarrow \min; \\ X \in \Omega, \end{cases} \quad (1)$$

де $X = (x_{AB}, x_{BC}, x_{CA})$ – вектор реактивних опорів фаз БСК (вектор керування);

$\operatorname{tg} \varphi(X)$ – коефіцієнт реактивної потужності;

$P_c(X)$, $Q_c(X)$ – відповідно активна та реактивна потужності, що споживаються з живлячої мережі;

$U_1(X)$ – напруга прямої послідовності;

$\Delta U_1(X)$ – різниця значень модуля напруги прямої послідовності та номінальної напруги (пропорційна усталеному відхиленню напруги);

$U_{ном}$ – номінальна напруга мережі;

$U_2(X)$ – напруга зворотної послідовності;

$\Omega = R^3 | x_{i \min} \leq x_i \leq x_{i \max}, \quad i = AB, BC, CA$ – область допустимих значень X , яка визначається діапазоном регулювання БСК (допустимий простір керування);

$x_{i \min}, x_{i \max}, i = AB, BC, CA$ – відповідно мінімальне та максимальне значення реактивних опорів БСК для кожної з фаз.

Як показано в роботі [4], найбільш доцільним методом розв'язку задач багатокритеріальної оптимізації, подібних до задачі (1) є метод наближення до утопічної точки в просторі критеріїв, який проводиться в два етапи:

1 етап. Оптимізацією окремих критеріїв визначаються координати утопічної точки $Q_{ym} = (\operatorname{tg} \varphi_{ym}, \Delta U_{1ym}, U_{2ym})$ в просторі критеріїв $\{Q\} \subset R^3$.

2 етап. Шляхом розв'язку задачі скалярної оптимізації відстані ρ від утопічної точки до множини парето-оптимальних розв'язків в просторі критеріїв знаходяться координати розв'язку задачі багатокритеріальної оптимізації X^* в просторі управління $\Omega \subset R^3$.

Результати проведених досліджень показали, що підхід до знаходження аналітичних виразів для координат утопічних точок, який запропонований в роботі [5], є недоцільним. Це пов'язано з дуже великою громіздкістю отриманих аналітичних виразів, що практично унеможливило їх застосування. Тому, для знаходження координат утопічних точок для

задачі (1) найдоцільніше скористатись одним із числових методів вирішення задач скалярної умовної оптимізації функції багатьох змінних.

Кінцевий розв'язок задачі (1) засновується на знаходженні мінімальної евклідової відстані від утопічної точки до множини парето-оптимальних розв'язків:

$$\begin{cases} \left[\left(\frac{\operatorname{tg} \varphi(X) - \operatorname{tg} \varphi_{ym}}{K_{\operatorname{tg} \varphi}} \right)^2 + \left(\frac{\Delta U_1(X) - \Delta U_{1ym}}{K_{\Delta U_1}} \right)^2 + \right. \\ \left. \left(\frac{U_2(X) - U_{2ym}}{K_{U_2}} \right)^2 \right]^{\frac{1}{2}} \rightarrow \min; \\ X \in \Omega. \end{cases} \quad (1)$$

де $K_{\operatorname{tg} \varphi}$, $K_{\Delta U_1}$, K_{U_2} – вагові коефіцієнти, що враховують пріоритетність кожного з критеріїв.

Узагальнена структурна схема САК симетро-компенсуючим пристроєм, в основу якої покладено описані вище правила знаходження оптимального вектора керування, представлена на рис. 1.

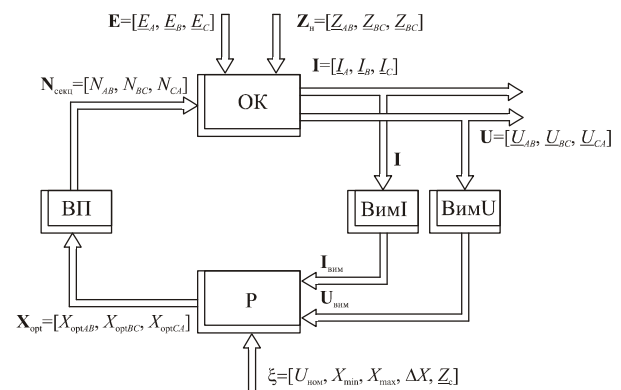


Рис. 1 – Узагальнена структурна схема САК симетро-компенсуючим пристроєм

На рис. 1: ОК – об'єкт керування; ВимІ – вимірник комплексних значень струмів; ВимU – вимірник комплексних значень напруг; Р – регулятор, що реалізує описаний вище алгоритм знаходження оптимального вектора керування; ВП – виконавчий пристрій, що забезпечує пофазну зміну реактивних опорів БСК; $E = [E_A, E_B, E_C]$ – матриця фазних е.р.с. живлячої системи; $Z_n = [Z_{nAB}, Z_{nBC}, Z_{nCA}]$ – матриця комплексів фазних навантажень; $I = [I_A, I_B, I_C]$ – матриця комплексів струмів навантажень; $U = [U_{AB}, U_{BC}, U_{CA}]$ – матриця комплексів напруг; $I_{вим}$, $U_{вим}$ – відповідно матриця вимірюваних значень комплексів струмів та напруг; $X_{opt} = [X_{optAB}, X_{optBC}, X_{optCA}]$ – оптимальний вектор керування (вектор реактивних опорів фаз БСК); $N_{секц} = [N_{AB}, N_{BC}, N_{CA}]$ – вектор номерів регулюючих секцій кожної з фаз БСК; $\xi = [U_{ном}, X_{min}, X_{max}, \Delta X, Z_c]$ – вектор задаючих параметрів; $U_{ном}$ – номінальна напруга мережі; X_{min} , X_{max} – відповідно значення мінімального та максимального реактивного опору БСК; ΔX – значення реактивного опору, що відповідає ступені регулювання БСК; Z_c – комплексний опір фази живлячої системи.

Комп'ютерна модель Matlab/Simulink, створена на основі запропонованої структурної схеми САК симетро-компенсувальним пристроєм, зображена на рис. 2.

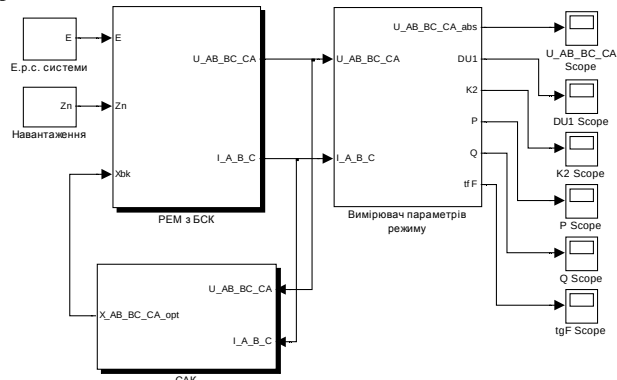


Рис. 2 – Узагальнена комп'ютерна модель Matlab/Simulink САК симетро-компенсувального пристрою

На рис. 2: "Е.р.с. системи" – модель е.р.с. живлячої мережі, виходом якої є комплекси е.р.с. в фазах А, В, С;

"Навантаження" – модель завдання електричних навантажень; в якості вихідних даних для моделювання були взяті реальні часові діаграми активних та реактивних навантажень, що були виміряні протягом доби на одній із підстанцій ПАТ «Кіровоградобленерго» з допомогою сертифікованого аналізатора мережі FLUKE 1744 Метобокс; "PEM з БСК" – модель PEM, що містить симетро-компенсувальний пристрій (модель об'єкту керування); "Вимірювач параметрів режиму" – модель вимірювача параметрів режиму (лінійних напруг U_{AB} , U_{BC} , U_{CA} , фазних струмів I_A , I_B , I_C , активної P_c та реактивної Q_c потужностей, коефіцієнта реактивної потужності $\text{tg}\phi$, усталеного відхилення напруг ΔU_1 та коефіцієнту несиметрії напруг по зворотній послідовності K_2); "САК" – модель САК симетро-компенсувальним пристроєм, в основу якої покладено описані вище алгоритми знаходження розв'язків задачі багатокритеріальної оптимізації методом наближення до утопічної точки в просторі критеріїв.

Модель блоку "САК" зображена на рис. 3.

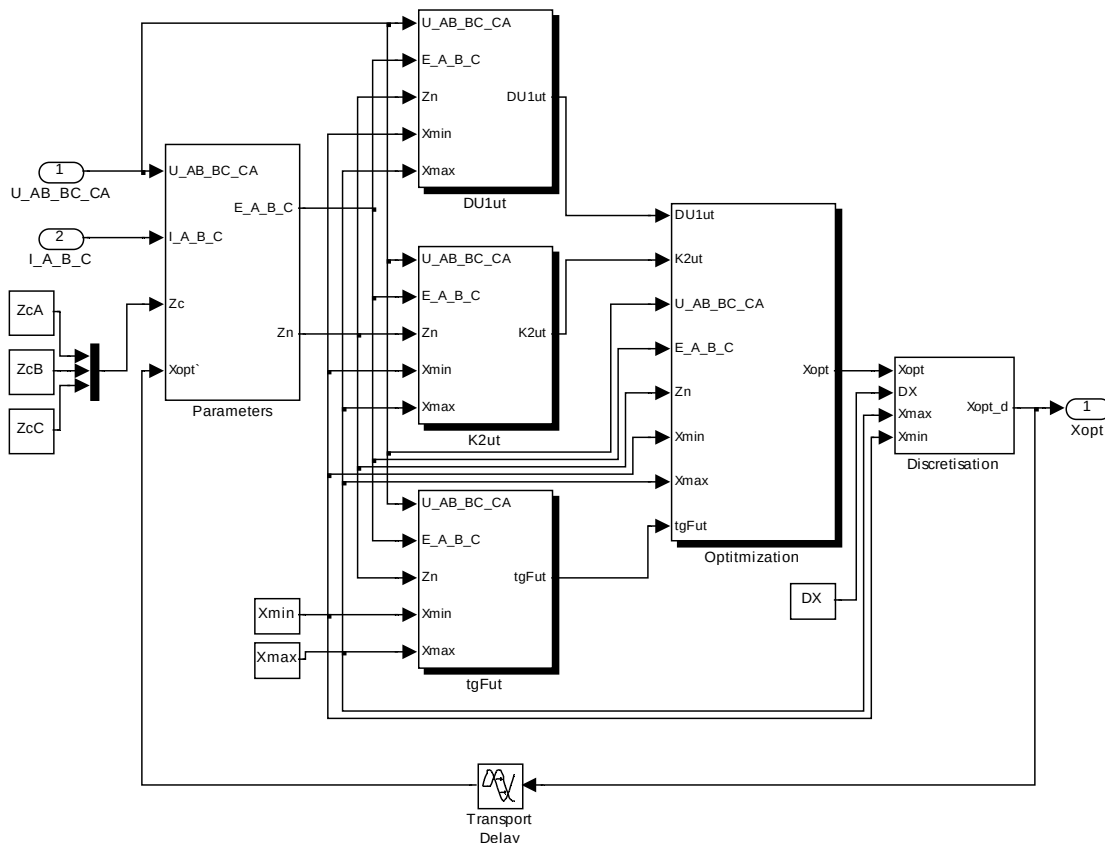


Рис. 3 – Модель Matlab/Simulink блоку «САК»

На рис. 3: "Parameters" – блок визначення параметрів моделі об'єкту керування, що не піддаються безпосередньому вимірюванню (опір навантаження, е.р.с. системи); "tgFut", "DU1ut", "K2ut" – блоки визначення координат утопічної точки $Q_{yt} = (\text{tg}\phi_{yt}, \Delta U_{1yt}, U_{2yt})$, для визначення яких було застосовано безградієнтний числовий метод вирішення задач скалярної умовної оптимізації функції багатьох змінних, а саме метод Нелдера-Міда;

"Optimisation" – блок визначення кінцевого розв'язку задачі багатокритеріальної оптимізації згідно виразу (2); "TransportDelay" – блок затримки сигналу на 1 крок розрахунку; "Discretisation" – блок дискретизації оптимального вектора керування; "Xmin", "Xmax" – блоки, що задають мінімальне та максимальне значення опорів фаз БСК; "DX" – блоки, що задає значення реактивного опору, що відповідає ступені регулювання БСК.

Для дослідження ефекту від застосування запропонованої в роботі САК симетро-компенсувальним пристроєм було проведено порівняльне комп'ютерне моделювання роботи запропонованої та базової САК. В якості базової САК було обрано САК симетро-компенсувальним пристроєм, яка здійснює керуючі впливи для досягнення одночасного зниження рівнів споживання реактивної потужності та рівня несиметрії напруг по зворотній послідовності без урахування впливу симетро-компенсувального пристрою на усталене відхилення напруги. Результати комп'ютерного моделювання базової та запропонованої САК наведені на рис. 4-6 та у табл. 1.

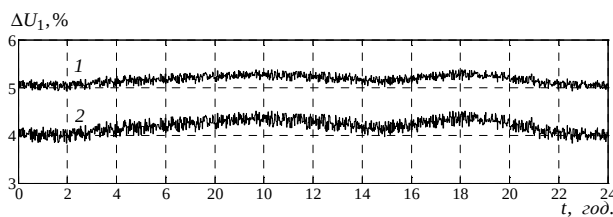


Рис. 4 – Графіки зміни ΔU_1 для базової (1) та запропонованої (2) САК: 1 – базова САК; 2 – запропонована САК.

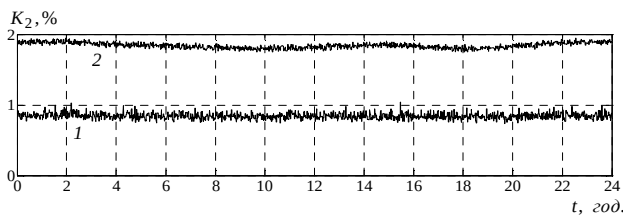


Рис. 5 – Графіки зміни K_2 для базової (1) та запропонованої (2) САК: 1 – базова САК; 2 – запропонована САК.

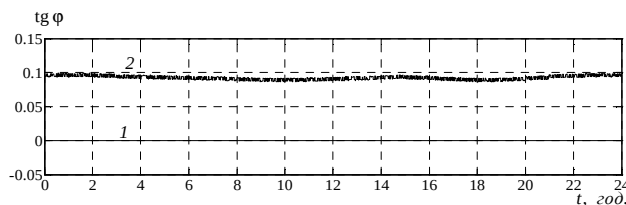


Рис. 6 – Графіки зміни $\operatorname{tg} \varphi$ для базової (1) та запропонованої (2) САК: 1 – базова САК; 2 – запропонована САК.

Таблиця 1 – Результати статистичної обробки ΔU_1 та K_2 .

№ з/п	Параметр режиму	Математичне очікування, $M(\%, \text{в.од.})$	Середньо-квадратичне відхилення, σ^2	Інтегральна ймовірність потрапляння в нормально-допустимі (задані) межі, P
Базова САК симетро-компенсувальним пристроєм				
1.	ΔU_1	5,171	0,093	0,04
2.	K_2	0,843	0,044	1,00
3.	$\operatorname{tg} \varphi$	0,001	$3,31 \cdot 10^{-5}$	1,00
Розроблена САК симетро-компенсувальним пристроєм				
4.	ΔU_1	4,198	0,143	1,00
5.	K_2	1,841	0,040	1,00
6.	$\operatorname{tg} \varphi$	0,92	0,003	1,00

Як видно з наведених результатів комп'ютерного моделювання базової та розробленої САК (рис. 4-6) а

також з результатів подальшої їх статистичної обробки (табл. 1), запропонована САК на відміну від базової не допускає керувань, за яких спостерігалися б понаднормові значення усталеного відхилення напруги в РЕМ ($\pm 5\%$). При цьому значення двох інших параметрів режиму – коефіцієнту несиметрії напруг по зворотній послідовності K_2 та коефіцієнту реактивної потужності $\operatorname{tg} \varphi$ як у випадку моделювання базової САК, так і у випадку моделювання запропонованої САК не перевищують нормально допустимого для K_2 ($K_{2\text{нд}} = 2\%$) та заданого для $\operatorname{tg} \varphi$ ($\operatorname{tg} \varphi_{\text{зд}} = 0,15$) значень.

Висновки. В результаті проведених наукових досліджень можна зробити наступні висновки:

1. Задачу керування симетро-компенсувальним пристроєм, що працює в РЕМ номінальною напругою 6-10 кВ найдоцільніше розглядати як задачу багатокритеріальної оптимізації.

2. Для вирішення задачі багатокритеріальної оптимізації одночасного зниження рівнів споживання реактивної потужності та рівнів усталеного відхилення та несиметрії напруг найдоцільніше застосовувати метод наближення до утопічної точки в просторі критеріїв.

3. Результати комп'ютерного моделювання розроблених САК, в основу роботи яких покладено знайдені розв'язки задачі багатокритеріальної оптимізації підтвердили перевагу запропонованої САК над базовою. Так, при практично рівних значеннях рівня компенсації реактивної потужності та коефіцієнту несиметрії напруг, інтегральна ймовірність потрапляння в нормально допустимі межі усталеного відхилення напруг для розробленої моделі виявилась на 96 % більшою, ніж для базової моделі.

Список літератури: 1. Червінська Т.М. Математична модель керування реактивною потужністю в електричних мережах з несиметричною напругою / Л.Б. Терешкевич, Т.М. Червінська // Вісник Кременчуцького державного університету імені Михайла Остроградського. – 2010. – №3(62) Частина 1. – С. 161 – 164. 2. Червінська Т.М. Математичні моделі керування реактивною потужністю та несиметрією напруги в електричній мережі / Терешкевич Л.Б., Червінська Т.М., Кузьменко М.В. // Сборник научных трудов Донбасского государственного технического университета. – Выпуск 32. – 2010. 3. Червінська Т.М. Керування реактивною потужністю в умовах несиметрії напруги мережі / Л.Б. Терешкевич, Т.М. Червінська // Промелектро. – 2008. – №5. – С. 16 – 20. 4. Зінзура В.В. Методи розв'язку задачі багатокритеріальної оптимізації регулювання напруги в електричних мережах // Збірник наукових праць Кіровоградського національного технічного університету / Техніка в сільськогосподарському виробництві, галузеве машинобудування, автоматизація / – Вип. 25. Ч.1 – Кіровоград: КНТУ, 2012. С. 350-360. 5. Плишков П.Г. Теоретичні засади оптимального керування пристроєм РПН силового трансформатора за векторним критерієм / П.Г. Плишков, В.В. Зінзура, М.В. Кубкін // Збірник наукових праць Кіровоградського національного технічного університету / Техніка в сільськогосподарському виробництві, галузеве машинобудування, автоматизація – Вип. 24. Ч.2 – Кіровоград: КНТУ, 2011. С. 164-173.

Bibliography (transliterated): 1. Chervinska T.M. Matematychna model keruvannya reaktivnoiu potuzhnistiu v elektrichnykh merezakh z nesymetrichnoiu napruhoiu. L.B. Tereshkevych, T.M. Chervinska. Visnyk Kremenchutskoho derzhavnoho universytetu imeni Mykhaila Ostrohradskoho. 2010. No 3(62) Part 1. 161–164. Print. 2. Chervinska T.M. Matematychni modeli keruvannya reaktivnoiu potuzhnistiu ta nesymetriieiu napruhy v elektrichnii merezhi. Tereshkevych L.B., Chervinska T.M., Kuzmenko M.V. Sbornyk nauchnykh trudov

Donbasskoho hosudarstvennoho tekhnicheskoho unyversytetu. No 32. 2010. Print. 3. Chervinska T.M. Keruvannya reaktyvnoi potuzhnosti v umovakh nesymetrii napruhy mrezhi. L.B. Tereshkevych, T.M. Chervinska. Promelektro. 2008. No 5. 16–20. Print. 4. Zinzura V.V. Metody rozv'iazku zadachi bahatokryterialnoi optymizatsii rehuliuвання napruhy v elektrychnykh mrezhakh. Zbiryk naukovykh prats Kirovohradskoho natsionalnoho tekhnichnoho universytetu. Tekhnika v silskohospodarskomu vyrobnytstvi, haluzeve mashynobuduvannya, avtomatyzatsiia. Vol. 25. Part.1 Kirovohrad: KNTU, 2012. 350-360.

Print. 5. Plieskov P.H. Teoretychni zasady optymального keruvannya prystroiem RPN sylovoho transformatora za vektornym kryteriiem. P.H. Plieskov, V.V. Zinzura, M.V. Kubkin. Zbiryk naukovykh prats Kirovohradskoho natsionalnoho tekhnichnoho universytetu. Tekhnika v silskohospodarskomu vyrobnytstvi, haluzeve mashynobuduvannya, avtomatyzatsiia. Vol. 24. Part.2. Kirovohrad: KNTU, 2011. 164-173.

Надійшла (received) 09.10.2015



Тарануха Марина Сергіївна – студентка, кафедра «Електротехнічні системи та енергетичний менеджмент», Кіровоградський національний технічний університет м. Кіровоград

Taranukha Marina Sergiyivna – student, department of "Electrical systems and energy management", Kirovograd National Technical University. Kirovograd.



Телюта Руслан Васильович – кандидат технічних наук, доцент, Кіровоградський національний технічний університет, доцент кафедри "Електротехнічні системи та енергетичний менеджмент", м. Кіровоград

Teluyta Ruslan Vasil'evich – Candidate of Technical Sciences (Ph. D.), Docent, Kirovograd National Technical University, Associate Professor at the Department of "Electrical systems and energy management", Kirovograd.



Зінзура Василь Васильович – кандидат технічних наук, старший викладач, Кіровоградський національний технічний університет, старший викладач кафедри "Електротехнічні системи та енергетичний менеджмент", м. Кіровоград

Zinzura Vasily Vasilyevich – Candidate of Technical Sciences (Ph. D.), Docent, Kirovograd National Technical University, Department of "Electrical systems and energy management", Kirovograd.

УДК 621.313.333

І. В. ХОМЕНКО

РОЗРОБКА І ВПРОВАДЖЕННЯ ІНДИКАТОРА ПАРАМЕТРІВ ЕНЕРГОСПОЖИВАННЯ В РОЗПОДІЛЬЧИХ ЕЛЕКТРИЧНИХ МЕРЕЖАХ

Розглянуто питання реалізації ефективних засобів контролю електричних параметрів трифазної мережі та основних споживачів електричної енергії. Пропонується розробка індикатора параметрів енергоспоживання трифазних кіл змінного струму до 1000 В, що працює у безперервному режимі. Індикатор розроблений з використанням сучасної елементної бази. Розробка базується на широкому використанні математичного апарату, засобів вимірювальної техніки та нестандартних рішень формування діагностичних параметрів.

Ключові слова: індикатор параметрів енергоспоживання, активна потужність, реактивна потужність, центральний процесор STM32.

Вступ. В сучасних умовах впровадження енергозберігаючих і енергоефективних технологій особлива увага приділяється засобам контролю основних параметрів енергоспоживання. В нашій країні та закордоном розроблені різноманітні прилади та системи. Запропонована розробка відрізняється простотою та технологічністю, що на наш погляд сприятиме її використанню в розподільчих електричних мережах та в системах енергоспоживання [1].

Загальна характеристика і принцип дії. Індикатор параметрів енергоспоживання (ІПЕ) трифазних кіл змінного струму "Спектр" призначено для: контролю параметрів трифазного змінного струму; контролю величини навантаження; відображення результатів контролю в цифровому вигляді; зберігання результатів контролю в енергонезалежній пам'яті; видачі результатів контролю на ПЕОМ або іншу систему зберігання, реєстрації та відображення інформації. ІПЕ може використовуватися як автономний пристрій контролю або входити до складу комплектних електроустановок різного призначення.

Мікропроцесорний пристрій здійснює дискретизацію і перетворення вхідних аналогових величин у цифрові, обчислення значень контрольованих параметрів у цифровій формі. Ефективне (діюче) значення фазних напруг і струмів визначається на підставі дискретних відліків їх миттєвих значень відповідно до виразів:

$$U_o = \sqrt{\frac{1}{T} \int_0^T u^2(t) dt}, \quad I_o = \sqrt{\frac{1}{T} \int_0^T i^2(t) dt},$$

що забезпечує точні вимірювання напруг і струмів довільної форми без використання поправок на коефіцієнт гармонік. Лінійні напруги обчислюються із значень фазних напруг співвідношенням:

$$U_{ab} = \sqrt{U_a^2 + U_b^2 + U_a U_b}, \quad U_{bc} = \sqrt{U_b^2 + U_c^2 + U_b U_c}, \\ U_{ac} = \sqrt{U_a^2 + U_c^2 + U_a U_c}.$$

Значення активної та реактивної потужності в кожній фазі обчислюються з вимірюваних дискретних миттєвих значень напруги і струму:

$$Pa = \frac{1}{T} \int_0^T u(t)i(t) dt, \quad Pr = \sqrt{(u_o i_o)^2 - P_a^2}.$$

За відповідних умов роботи електроустановки активна потужність може приймати негативні значення.

Схемна реалізація і конструкція. Схеми пристрою приведена на рис. 1. Основним елементом, що виконує функції вимірювання та розрахунку параметрів, зберігання та видачі інформації є центральний процесор (STM32).

STM32 побудований на ядрі Кора-М3. Дане ядро має багато переваг, але його основна перевага на сьогоднішній день – універсальність. Основна перевага лінійки STM32 полягає у режимах зупинки і резерву, де енергоспоживання падає до 1,6 мкА. Режим зупинки – це режим, в якому всі джерела тактирування зупинені, але вміст RAM-пам'яті зберігається, і перехід в активний режим вимагає всього декількох мікросекунд. У режимі резервний все відключено повністю, крім годинника реального часу. Пробудження від цього режиму вже вимагає декількох десятків мікросекунд. Висока продуктивність STM32 дозволить виконати всі завдання за більш короткий час і повернутися в сплячий режим і в підсумку середнє споживання буде нижче в порівнянні з 8-або 16-бітовим виробом [2, 3]. На аналогові входи ЦП через дільники надходять напруги трьох фаз контрольованого введення. Напруги, пропорційні струмам навантаження по фазах, надходять з опорів шунтів, якими навантажені струмові трансформатори. Після посилення ці напруги також надходять на аналогові входи ЦП. Для розширення динамічного діапазону підсилювачі мають ступінчасте регулювання посилення на 20 дБ, яке включається від ЦП при струмах, що перевищують 0,85 Ін. Результати прямих вимірів (напруга, струм і частота), а також параметри, які обчислюють на основі вимірів (потужність, спожита енергія), відображаються цифровими індикаторами модуля відображення. Індикаторами постійно відображаються: три значення лінійних напруг; три значення фазних струмів; частота; активна потужність. При натисканні кнопки з символом на лицьовій панелі модуля відображення замість лінійних напруг відображаються значення фазних напруг.

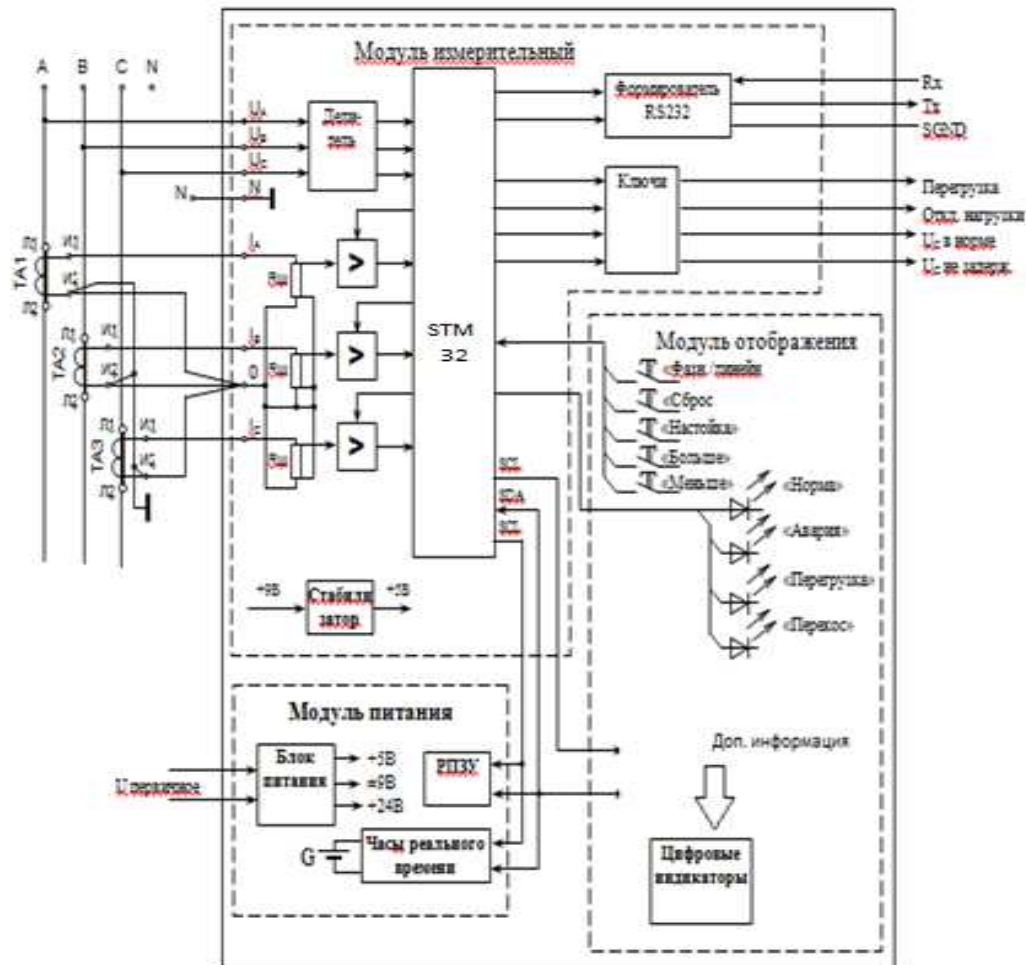


Рис. 1 – Схема індикатора

При натисканні кнопки з символом ("Додаткова інформація") відображаються: показання лічильника активної енергії індикаторами напруги АВ і струму фази А (шість знаків); показання лічильника реактивної енергії індикаторами напруги ВС та струму фази В (шість знаків); замість частоти відображається значення $\cos\phi$; замість активної відображається значення реактивної потужності. Якщо фазні напруги перебувають у допустимих межах, на зовнішні системи видаються сигнали "U введення в нормі" і "U введення в нормі не затриманий", підсвічується світлодіод "Норма". При виході напруги за допустимі межі знімається сигнал "U введення в нормі не затриманий" і підсвічується світлодіод "Аварія". Через встановлений час t_{C0} знімається сигнал "U введення в нормі" і згасає світлодіод "Норма". При відновленні параметрів напруг видається сигнал "U введення в нормі не затриманий" і згасає світлодіод "Аварія", а у встановлений час t_{C1} видається сигнал "U введення в нормі" і спалахує світлодіод "Норма". При виявленні перевищення різниці струмів двох будь-яких фаз величини 25% від номінального струму здійснюється напис "Перекус". При виникненні перевантаження більше 10% на зовнішні системи видається сигнал "Перевантаження" і блимає світлодіод "Перевантаження". Через час, відповідний встановленої перевантажувальної характеристики видається

сигнал "Відключення навантаження", світлова індикація "Перевантаження" стає безперервною. Сигнали видаються електронними ключами, гальванічно-розв'язаними від ЦП за допомогою оптопар. Сигнали "Перевантаження", "Відключення навантаження" і напис "Перевантаження" зберігаються при наявності живлення до зняття кнопкою "Скидання аварії". Наставні параметри-параметри перевантажувальної лінії, значення t_{C0} і t_{C1} , ознака джерела живлення (мережа або генератор) відображаються по черзі при натисканні кнопки. Налаштування встановлюються кнопками (більше) і (менше). Вихід з режиму налаштування здійснюється автоматично через 10 секунд після останнього натискання кнопок. Зв'язок ЦП зі світлодіодами та кнопками (крім кнопки "Додаткова інформація") здійснюється безпосередньо через паралельні порти. Результати вимірювань усереднюються за 5 хвилин та зберігаються з прив'язкою до астрономічного часу (добовий формуляр). Час виникнення і зняття аварійної ситуації або перевантаження фіксується в аварійному формулярі. Зберігання формулярів здійснюється в електрично-репрограмованому постійному запам'ятовуючому пристрої (РПЗУ). Обмін з РПЗУ здійснюється за протоколом I2C, Адресна шина SDA загальна, синхронізації SCL - роздільні. Видача поточних значень вимірюваних параметрів з ЦП і

формулярів з РПЗУ на ПЕОМ або інші зовнішні системи здійснюється по інтерфейсу RS232 через відповідний формувач. Таким же чином видаються миттєві значення напруг і струмів, виміряні протягом одного періоду з дискретністю 151мкс. Модуль живлення формує напруги +5 В, +9 В, -9В і +24 В. У виконанні з первинним живленням 24В напруга +24 В не формується. З напруги +9 В стабілізатором вимірювального модуля формується напруга +5 В.

Елементи і схеми пристрою оформлені у вигляді модулів: вимірювального, відображення, пам'яті та живлення. Пристрій може випускатися у вигляді автономного, функціонально закінченого, самостійно використовуваного приладу або у вигляді щитового приладу або у вигляді набору модулів. Вимірювальний модуль і модуль відображення мають по два виконання: для контролю трифазних і однофазних мереж. Лицьова панель модуля відображення є панеллю управління. Різні виконання модуля живлення використовуються для живлення пристрою від первинного джерела постійного струму напругою 24 В, 48 В або 60 В, а також від джерела змінного струму напругою 220 В частотою 50 Гц. Мікросхеми модуля пам'яті розташовані на платі модуля живлення.

Функції і параметри пристрою. Пристрій забезпечує вимірювання ефективних значень фазних напруг трьох фаз змінного струму номінальної частоти 50 Гц в мережах з ізолюваною або заземленою нейтраллю. Межі вимірюваних ефективних значень напруг – 30В ... 300В. Межі допустимої абсолютної похибки вимірювання фазних напруг в діапазоні частот 30 ... 75 Гц – $\pm 2\text{В}$. Також «ПЕ» забезпечує вимір ефективних значення лінійних напруг трьох фаз в мережах з ізолюваною або заземленою нейтраллю. Границі допустимої абсолютної похибки вимірювання лінійних напруг – $\pm 3\text{В}$. Пристрій забезпечує вимірювання ефективних значення струмів трьох фаз. Вимірювання струмів здійснюється шляхом підключення пристрою до трансформаторів струму. У виробі передбачена уставка значення коефіцієнта трансформації, відповідно до типу підключаються трансформатори струму з ряду 50/5, 100/5, 200/5, 400/5 А Межі допустимої зведеної похибки вимірювання ефективних значень струмів – відповідно до табл. 1. Похибка вимірювання ефективних значень струмів у діапазоні частот 30 ... 75 Гц наведена без урахування похибки, що вноситься трансформатором струму.

Таблиця 1 – Межі допустимої зведеної похибки вимірювання ефективних значень струмів

Коефіцієнт трансформації	Межа виміру, А	Границя похибки	Межа виміру, А	Границя похибки
50/5	1...47	1,5%	47...100	2,5%
100/5	1...85	1,5%	85...200	2,5%
200/5	1...170	1,5%	170...400	2,5%
400/5	1...340	1,5%	340...800	2,5%

Пристрій забезпечує вимірювання значень сумарної активної та реактивної споживаної навантажен-

ням потужності. Межі похибки вимірювання потужності відповідно до табл. 2.

Таблиця 2 – Межі похибки вимірювання потужності

Коефіцієнт трансформації	Межа виміру, кВт	Границя похибки
50/5	0...45	2,5%
100/5	0...90	2,5%
200/5	0...180	2,5%
400/5	0...360	2,5%

Пристрій забезпечує вимірювання середнього по трьом фазам значення коефіцієнта потужності ($\cos\phi$). Похибка вимірювання не нормується. Пристрій забезпечує вимірювання значень спожитих навантаженням активної і реактивної енергії. Похибка вимірювання енергії не нормується. Пристрій забезпечує відображення вимірюваних величин: трьох значень лінійних напруг, трьох значень фазних напруг, трьох значень фазних струмів, частоти змінного струму в одній з фаз, значення сумарної активної або реактивної споживаної потужності, значень спожитих навантаженням активної і реактивної енергії, середнього (за трьома фазами) значення коефіцієнта потужності ($\cos\phi$). Межі відображуваних ефективних значень трифазних напруг – 30 В ... 600 В. Значення напруг відображаються з дискретністю 1В. Межі відображуваних ефективних значень фазних напруг – 30 В ... 300 В. Відображення здійснюється за викликом кнопки на лицьовій панелі пристрою. Значення фазних напруг відображаються з дискретністю 1В. Межі відображуваних струмів – 1А-999А. Значення струмів відображаються з дискретністю 1А. Межі відображення частоти – 0,1 ... 75,0 Гц. Значення частоти відображаються з дискретністю 0,1 Гц. Межі відображення потужності – 1 ... 999 кВт. Значення потужності відображаються з дискретністю 1 кВт. Відображення активної потужності здійснюється постійно, реактивної потужності - за викликом кнопки на лицьовій панелі пристрою. Частота оновлення результатів вимірювань – не більше 1 с за винятком часу зчитування формулярів. У виробі передбачена уставка органами управління на лицьовій панелі величини номінального фазної напруги 220 В при контролі параметрів введення промислової мережі. Пристроєм забезпечується видача на зовнішні системи сигналу-ознаки "Напруга введення в нормі", зняття сигналу і світлова індикація при виході параметрів введення за межі допуску ("Аварія"). Виходом за межі допуску вважається: пропажа напруги хоча б однієї з фаз; порушення порядку чергування фаз; вихід хоча б одного фазної напруги за межі +10%, -15% від номінального; вихід частоти за межі $50 \pm 2,5$ Гц. Забезпечується роздільна уставка органами управління на передній панелі пристрою часу затримки сигналу аварії при виході параметрів мережі за межі допуску t_{c0} і затримки зняття сигналу аварії при відновленні нормальних параметрів t_{c1} . Межі уставки – 0-255 с з дискретністю 1 с. Пристроєм забезпечується видача команди на відключення навантаження при досягненні фазною напругою величини 280В. Команда об'єднується із сигналом "Переванта-

ження". Пристроєм забезпечується світлова індикація несиметричності навантаження за фазами в трифазних мережах ("Перекис"). Індикація здійснюється при перевищенні різниці струмів двох будь-яких фаз величини 25% від номінального струму. Пристроєм забезпечується видача на зовнішні системи сигналу-ознаки перевантаження (команди на відключення навантаження) у випадках: перевищення сумарним струмом величини, рівної 1,1 сумарного номінального струму I_n протягом часу $t_{1,1}$, забезпечується уставка часу $t_{1,1}$ у межах 0-120 хв з дискретністю 1 хв; перевищення струмом будь-який з фаз 1,25 I_n протягом часу $t_{1,25}$, забезпечується уставка часу $t_{1,25}$ у межах 0-40хв з дискретністю 1 хв; перевищення струмом будь-який з фаз 1,5 I_n протягом часу $t_{1,5}$, забезпечується уставка часу $t_{1,5}$ в межах 0-120с з дискретністю 1с; перевищення струмом будь-який з фаз 3,0 I_n протягом часу t_3 , забезпечується уставка часу t_3 в межах 0-10с з дискретністю 1с; перевищення струмом будь-який з фаз 10 I_n , сигнал перевантаження видається з затримкою 0,16-0,4 с. Ознака перевантаження видається у вигляді напруги нульового рівня джерела живлення (відкритий колектор транзистора), допустимий струм ланцюга сигналізації – до 0,5 А. У виробі передбачена уставка номінального струму навантаження з ряду, наведеного в табл. 3. Значення номінальних струмів приведені для номінальної напруги 230В, $\cos\varphi = 0,8$.

Таблиця 3 - Номінальний струм навантаження

Номінальна активна потужність, кВт	24	30	48	60	75	100	200
Номінальний струм, А	43	54	87	109	136	181	362

Пристроєм забезпечується запам'ятовування (за наявності напруги живлення) та незалежне зберігання значення фазних напруг, струмів, частоти, потужності, коефіцієнта потужності: за час не менше 24 годин, що передує поточному астрономічному часу (добовий формуляр) – з усередненням за інтервал часу 5 хвилин; за час не менше 7 діб, що передує поточному астрономічному часу (тижневий формуляр) – з усередненням за інтервал часу 30 хвилин; за час не менше 31 діб, що передує поточному астрономічному часу (місячний формуляр) – з усередненням за інтервал часу 3 години; за час не менше 12 місяців, що передує поточному астрономічному часу (річний формуляр) – з усередненням за інтервал часу 24 години; формуляра

аварійних станів контрольованої мережі. Забезпечується видача на зовнішні системи по інтерфейсу RS232 наступної інформації: поточних значень фазних і лінійних напруг, струмів, частоти, активної та реактивної потужності; активної та реактивної енергії, спожитої на момент видачі; добового, тижневого, місячного і річного формулярів; формуляра аварійних станів; відліків миттєвих значень фазних напруг і струмів за один період, дискретність відліків – 151мкс. Програмне забезпечення для ПЕОМ дозволяє здійснювати: дистанційний контроль поточних значень вимірюваних параметрів; контроль форми напруг і струмів в режимі осцилографа; спектральний аналіз і оцінку нелінійних спотворень; налаштування перевантажувальної характеристики і допустимих значень; зчитування і перегляд формулярів у вигляді таблиць і графіків; роздруківку графіків і таблиць формулярів, осцилограм і спектрів.

Прилад може експлуатуватися в наступних умовах: при температурі навколишнього середовища від 5 °С до 40 °С; відносної вологості не більше 80 % при температурі 25 °С; при атмосферному тиску (84-106,7) кПа (630-800) мм рт.ст.

Пристрій забезпечує виконання всіх функцій після перебування в неробочому стані в умовах: впливу граничних температур від мінус 40 до 60 °С; впливу відносної вологості повітря не більше 95% при температурі 25 °С. Номінальна напруга контрольованих джерел (вводів) змінного струму з номінальною частотою 50 Гц: мережі – 380 В, дизель-генератора – 400 В. Струм, споживаний пристроєм від джерела електроживлення, не більше 0,4 А. Розміри пристрою не більше 130х130х100 мм.2.1.5 Маса пристрою не більше 2,5 кг. Призначений ресурс пристрою становить 10 років. Гарантійний термін зберігання – 18 міс. Гарантійний термін експлуатації – 12 міс.

Список літератури: 1. Хоменко І.В. Розробка засобів та методів безперервного контролю енергоспоживання в трифазних мережах / Хоменко І.В. // Вісник НТУ "ХПІ". – 2009. – №27. – С. 139-141. 2. http://easyelectronics.ru/img/ARM_kurs/CMSIS/stm32.pdf. 3. <http://geektimes.ru/post/257654/>

Bibliography (transliterated): 1. Khomenko, I.V. "Rozrobka zasobiv ta metodiv bezperervnogo kontrolyu enerhospozhyvannya v tryfaznykh merezhakh". Visnyk NTU «KhPI». No. 27. 2009. 139-141. Print. 2. http://easyelectronics.ru/img/ARM_kurs/CMSIS/stm32.pdf. 3. <http://geektimes.ru/post/257654/>.

Надійшла (received) 09.10.2015



Хоменко Ігор Васильович – кандидат технічних наук, доцент, Національний технічний університет "Харківський політехнічний інститут", доцент кафедри "Передача електричної енергії", тел. (057) 70-76-246 e-mail: igor.v.khomenko@gmail.com

Khomenko Ihor Vasyl'ovych – Candidate of Technical Sciences (Ph. D.), Docent, National Technical University "Kharkiv Polytechnic Institute", Associate Professor at the Department of Transmission of electricity; tel.: (057) 70-76-246; e-mail: igor.v.khomenko@gmail.com.

О. В. ГЛАЗЕВА, В. В. БУДАШКО

АСПЕКТИ МАТЕМАТИЧНОГО МОДЕЛЮВАННЯ ЕЛЕМЕНТІВ ЄДИНИХ ЕЛЕКТРОЕНЕРГЕТИЧНИХ УСТАНОВОК КОМБІНОВАНИХ ПРОПУЛЬСИВНИХ КОМПЛЕКСІВ

На основі аналізу відомих математичних моделей елементів електроенергетичних систем було запропоновано метод удосконалення системи управління перетворювачем частоти для живлення асинхронного двигуна підрулюючого пристрою судна спеціального призначення, працюючого у режимі динамічного позиціонування. Було зроблено спектральний аналіз високої напруги за допомогою додатка SP Tools середовища MatLab/Simulink.

Ключові слова: перетворювач частоти, підрулюючий пристрій, енергетична установка, динамічне позиціонування, комбінований пропульсивний комплекс, гармоніки.

Вступ. В останній час широкий розвиток отримали судна спеціального призначення, відмінною рисою яких є широкий діапазон зміни швидкості ходу, тривала робота в режимах маневрування і динамічного позиціонування. Особливістю експлуатації енергетичних установок (СЕУ) комбінованих пропульсивних комплексів (КПК) суден такого типу є зміна частоти обертання і навантаження в широких діапазонах. Накопичений досвід проектування та експлуатації таких суден дозволив перейти до нового класу суднової енергетики, заснованої на системах з багато-шинними конструкціями, які будуються за технологією гнучких (керованих) систем змінного струму (FACTS – Flexible Alternative Current Transmission Systems) і являють собою єдині електроенергетичні системи (WSSC – Western System Coordinating Council) з нерівномірним розподіленням імпедансу [1, 2].

СЕУ КПК, при впливі на судно зовнішніх факторів і зміни у зв'язку з цим експлуатаційних умов, можуть демонструвати різноманітну нелінійну поведінку. У свою чергу, при експлуатації подібних КПК, реакції на збурення можуть відповідати, як нормальному, так і аномальному або аварійному (перед аварійному) режимам, що змушує розробників шукати шляхи по зниженню негативних наслідків, а в ідеалі – по їх запобіганню [3]. Оцінюючи ризики виходу КПК із стабільного стану при зовнішніх збуреннях виникає необхідність прогнозу його поведінки в звичайних і нормальних умовах за допомогою засобів моделювання.

У якості більш раціонального варіанту забезпечення роботи КПК є використання гребних гвинтів регульованого кроку (ГРК). Їх безперечна перевага в тому, що вони дозволяють забезпечити роботу приводного двигуна в номінальному режимі при практично будь-яких умовах плавання за рахунок зміни кута розвороту лопатей. Однак ККД ГРК в номінальному режимі завжди менше, ніж у гвинтів фіксованого кроку (ГФК).

Основні варіанти застосовуваних схем СЕУ КПК включають в себе синхронні (СД) або асинхронні (АД) електродвигуни, що працюють на ГФК з регулюванням швидкості обертання засобом перетворювачів частоти (ПЧ), тиристорні

перетворювачі напруги (ТПН) і двигуни постійного струму (ДПС), АД з ТПН для плавного пуску або АД з ПЧ, комбінації ГРК з частотно-керуваним електродвигуном. У КПК невеликої та середньої потужності (1...5 МВт) в якості гребних електродвигунів (ГЕД) можуть застосовуватися АД з короткозамкненим ротором в комбінації з ПЧ або ДПС з некерованими випрямлячами або з керованими ТПН (рис. 1).

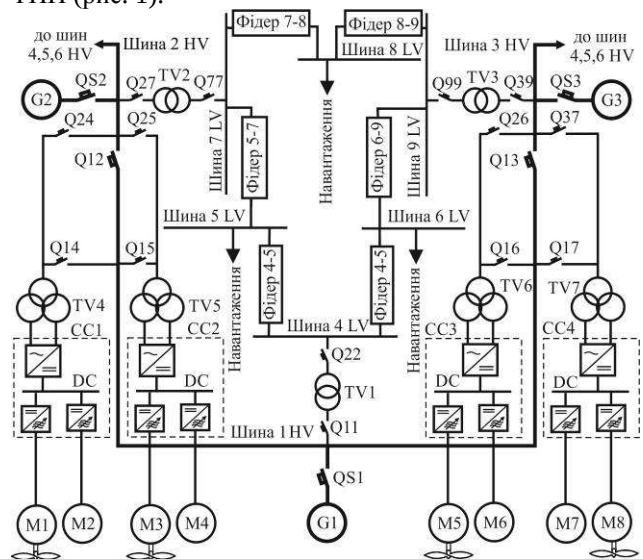


Рис. 1 – Фрагмент однолінійної схеми єдиної багато-шинної електроенергетичної системи офшорного (supply vessel) судна: G1-G3 – високовольтні СОДГ; QS1-QS3 – генераторні автомати; Q12-Q99 – автоматичні шинні вимикачі; TV1-TV3 – понижуючі трансформатори; TV4-TV7 – понижуючі трьох-обмоткові трансформатори (Y/Δ/Y); M1-M8 – АД підрулюючих пристроїв (ПП) і вантажних насосів; CC1-CC4 – перетворювачі частоти (ПЧ) з ланкою постійного струму (DC); HV – висока напруга, high voltage, $3300 \leq HV \leq 11000$ V; LV – низька напруга, low voltage, $220 \leq LV \leq 690$ V.

В якості приводних двигунів генераторів найчастіше використовуються дизелі з фіксованою частотою обертання.

У результаті аналізу схеми, наведеної на рис. 1, можна показати, що в сталому режимі роботи судна, коли зміна напрямку вектору руху визначається зовнішніми збуреннями, застосування частково

інваріантних до основних збурень регуляторів частоти і напруги на шинах середньо-обертових дизель-генераторів (СОДГ) дозволить включити «інтегральну складову управління» на усіх ділянках розподільних щитів, що гарантує рівномірне завантаження (астатизм) усіх паралельно-підключених СОДГ.

Аналіз основних досягнень. Функціональні зв'язки, що існують між елементами СЕУ КПК, описуються системами нелінійних алгебраїчних і диференціальних рівнянь високого порядку, що характеризує СЕУ КПК як складну динамічну систему, тому при їх проектуванні необхідно однаково ретельно розглядати процеси як в електричних машинах, так і в ПЧ.

Теорія електричних кіл та електричних машин змінного струму дозволяє записати рівняння основних функціональних елементів СЕУ безвідносно до вибраних координатних осей і системам координат. Ці рівняння враховують баланс напруги статорних і роторних контурів, вирази статорних і роторних потокозчеплень, баланс моментів електричних машин і баланс струмів у вузлах ланцюгів [4].

Для високоякісного керування ГЕД в широкому діапазоні регулювання швидкості, в тому числі в зоні нульових швидкостей, необхідно мати можливість швидкого, безпосереднього управління моментом ГЕД. Для отримання необхідного моменту необхідно обчислювати координати ГЕД, які недоступні прямому вимірюванню, і управляти амплітудою і фазою вектору напруги так, щоб підтримувати на заданому рівні потокозчеплення і момент.

Реалізація алгоритмів векторного керування з використанням математичних моделей асинхронного ГЕД базується на інформації про фазні струми, що протікають в обмотках статора електродвигуна і швидкості обертання ротора. Ця ж інформація використовується в якості сигналів зворотного зв'язку. Математична модель в алгоритмах векторного управління використовується для обчислення деяких неспостережуваних параметрів ГЕД, які потім – в процесі управління [5].

В якості джерел електричної енергії в СЕУ КПК використовуються явнопольні безщіткові синхронні генератори високої напруги з дизельним приводом. Найбільш зручною формою математичних моделей таких машин є форма подання машини в ортогональній системі координат d, q , яка жорстко пов'язана з ротором і обертається разом з ним з синхронною швидкістю [5]. Дана система координат має переваги перед нерухомою системою координат a, b, c . У нерухомій системі координат при обертанні ротора осі обмоток статора і ротора взаємно переміщуються, тому фазні змінні напруги, струму та потокозчеплення виражаються періодичними величинами. Зображені вектори напруги, струму та потокозчеплення в перпендикулярно розташованих осях d, q є постійними і нерухомими відносно осей, що виключає взаємоіндукцію між ними і спрощує аналіз моделі. До недоліків моделювання в осях d, q можна віднести неможливість дослідження несиметричних режимів. З метою підвищення наочності моделювання

та спрощення аналізу результатів зручно користуватися рівняннями у відносних одиницях [7].

Математичне моделювання регуляторів обертів ПУ СЕУ КПК, працюючих у режимі динамічного позиціонування (DP), що забезпечують стабільність тяги, обертального моменту на валу у всьому діапазоні регулювання і, власне, підвищення ефективності передачі потужності до гребного гвинта з одночасним утриманням судном позиції проводиться виходячи з нижченаведених припущень.

Кожен тип ПУ має свої конструктивні особливості і деякі важливі параметри можуть мати дещо інші значення для різних видів ПУ, але, об'єднуючим фактором для них є – навколишнє середовище. Згідно плану зони упорів і сил, що діють на судно з ПУ азимутального типу, стан кожного двигуна задається вектором тяги $u=(u_x, u_y)$. Всі двигуни моделюються в прямокутній системі координат, хоча можна використовувати і полярні координати для зафіксованих двигунів ПУ, що не обертаються азимутально, шляхом включення постійного кута в матриці конфігурації. Використання однакової системи координат для всіх типів двигунів здається менш заплутаним і матиме одне-два додаткових обмеження для кожного зафіксованого двигуна [8].

На сьогоднішній день одним з головних питань залишається усунення нижчих гармонік вихідної напруги після ПЧ на обмотках ГЕД з урахуванням 10% зниження, або підвищення напруги [9].

Мета досліджень. Удосконалення математичного апарату при моделюванні енергетичних процесів в СЕУ КПК суден спеціального призначення в різних експлуатаційних режимах під впливом збурюючих сил та моментів, що виникають в зоні DP.

Матеріал досліджень. Форма вихідної напруги на обмотках ГЕД формується за допомогою імпульсів управління, розрахунок оптимізованої моделі яких почнемо із основної форми хвилі вихідної напруги ПЧ, яка може бути подана за допомогою змісту в ній гармонік у такий спосіб:

$$U(\varphi, t) = \frac{4}{\pi} \cdot \frac{U_d}{2} \cdot \sum_{n=1,3,5,\dots} \frac{1}{n} \cdot \sin\left(n \cdot \frac{\pi}{2}\right) \times \\ \times [\cos(n \cdot (\omega t + \varphi)) + \cos(n \cdot (\omega t - \varphi))], \quad (1)$$

де U – напруга на виході ПЧ, В;

U_d – напруга на ланці постійного струму ПЧ (DC link), В;

n – номер гармоніки;

ω – циклічна частота даної гармоніки, рад/с;

φ – початкова фаза максимального значення даної гармоніки відносно основної, рад.

Основне рівняння, що базується на (1), може бути визначено для форми хвилі напруги з багатократними рівнями. Кути управління для моделі з вісьма рівнями за напівперіод, обумовлені довільно обраними дев'ятьма гармонічними складовими, визначені в такий спосіб:

$$\begin{aligned}
U(\varphi_{11}, \varphi_{12}, \varphi_{21}, \varphi_{22}, \varphi_{31}, \varphi_{32}, \varphi_{41}, \varphi_{42}, \varphi_{51}, t) = \\
= \frac{4}{\pi} \cdot \frac{U_d}{2} \sum_{n=1,3,5,\dots} \frac{1}{n} \cdot \sin\left(n \cdot \frac{\pi}{2}\right) \times \\
\times \left\{ \begin{aligned} & [\cos(n \cdot (\omega t + \varphi_{11})) + \cos(n \cdot (\omega t - \varphi_{11}))] - \\ & - [\cos(n \cdot (\omega t + \varphi_{12})) + \cos(n \cdot (\omega t - \varphi_{12}))] + \\ & + [\cos(n \cdot (\omega t + \varphi_{21})) + \cos(n \cdot (\omega t - \varphi_{21}))] - \\ & - [\cos(n \cdot (\omega t + \varphi_{22})) + \cos(n \cdot (\omega t - \varphi_{22}))] + \\ & + [\cos(n \cdot (\omega t + \varphi_{31})) + \cos(n \cdot (\omega t - \varphi_{31}))] - \\ & - [\cos(n \cdot (\omega t + \varphi_{32})) + \cos(n \cdot (\omega t - \varphi_{32}))] + \\ & + [\cos(n \cdot (\omega t + \varphi_{41})) + \cos(n \cdot (\omega t - \varphi_{41}))] - \\ & - [\cos(n \cdot (\omega t + \varphi_{42})) + \cos(n \cdot (\omega t - \varphi_{42}))] + \\ & + [\cos(n \cdot (\omega t + \varphi_{51})) + \cos(n \cdot (\omega t - \varphi_{51}))] \end{aligned} \right\} \quad (2)
\end{aligned}$$

Отримані рівняння можуть бути перетворені у вид, де кожна гармоніка подається окремо. Рівняння кожної гармоніки, які базуються на (2), включаючи основну можуть бути описані одним. Амплітуда n -ої гармоніки може бути подана в загальній формі (після тригонометричних перетворень):

$$\begin{aligned}
U(\varphi_{11}, \varphi_{12}, \varphi_{21}, \varphi_{22}, \varphi_{31}, \varphi_{32}, \varphi_{41}, \varphi_{42}, \varphi_{51}, t) = \\
= \frac{4}{\pi} \cdot \frac{U_d}{2} \sum_{n=1,3,5,\dots} \frac{1}{n} \cdot \sin\left(n \cdot \frac{\pi}{2}\right) \times \\
\times \left\{ \begin{aligned} & [2\cos(n \cdot \varphi_{11}) \cdot \cos(n \cdot \omega t)] - \\ & - [2\cos(n \cdot \varphi_{12}) \cdot \cos(n \cdot \omega t)] + \\ & + [2\cos(n \cdot \varphi_{21}) \cdot \cos(n \cdot \omega t)] - \\ & - [2\cos(n \cdot \varphi_{22}) \cdot \cos(n \cdot \omega t)] + \\ & + [2\cos(n \cdot \varphi_{31}) \cdot \cos(n \cdot \omega t)] - \\ & - [2\cos(n \cdot \varphi_{32}) \cdot \cos(n \cdot \omega t)] + \\ & + [2\cos(n \cdot \varphi_{41}) \cdot \cos(n \cdot \omega t)] - \\ & - [2\cos(n \cdot \varphi_{42}) \cdot \cos(n \cdot \omega t)] + \\ & + [2\cos(n \cdot \varphi_{51}) \cdot \cos(n \cdot \omega t)] \end{aligned} \right\} \quad (3)
\end{aligned}$$

Похідна амплітуди n -ої гармоніки:

$$\begin{aligned}
\hat{U}_n = \frac{4}{\pi} \cdot \frac{U_d}{2} \cdot \frac{1}{n} \cdot \sin\left(n \cdot \frac{\pi}{2}\right) \cdot \left\{ \begin{aligned} & 2\cos(n \cdot \varphi_{11}) - \\ & - 2\cos(n \cdot \varphi_{12}) + \\ & + 2\cos(n \cdot \varphi_{21}) - \\ & - 2\cos(n \cdot \varphi_{22}) + \\ & + 2\cos(n \cdot \varphi_{31}) - \\ & - 2\cos(n \cdot \varphi_{32}) + \\ & + 2\cos(n \cdot \varphi_{41}) - \\ & - 2\cos(n \cdot \varphi_{42}) + \\ & + 2\cos(n \cdot \varphi_{51}) \end{aligned} \right\} \quad (4)
\end{aligned}$$

Ці основні рівняння, що описують гармоніки напруги, використовуємо для обчислення оптимізованої моделі імпульсів управління, із метою стабілізації основної гармоніки напруги й усунення 5-ої, 7-ої, 11-ої, 13-ої, 17-ої, 19-ої, 23-ї і 25-ої.

У результаті половина рівня напруги постійного струму DC link для, наприклад, 6600 В вихідної напруги дорівнює:

$$U_{dc_igct_N} = \frac{1}{\text{modind_N}} \cdot \frac{6600B \cdot \sqrt{2}}{\sqrt{3}} = 5389Bdc,$$

що є базовою для всіх розрахунків.

Для визначення розмірів фільтра повинно враховуватися таке:

- реактор на стороні інвертора визначений таким чином, щоб згладжувати пульсації струму інвертора;
- сервісний вторинний реактор на стороні ГЕД повинний бути обраний так, щоб обмежити будь-які струми короткого замикання;
- конденсатор фільтра обраний таким чином, що резонансна частота була близька до дев'ятикратного значення основної гармоніки напруги в кожній робочій точці.

Моделювання виконувалося в MatLab/Simulink. Генератори G1-G3, АД ПП М2, М7 і потужних вантажних насосів М4, М6 (рис.1) – стандартні блоки з бібліотеки Simulink, ініціалізовані за методикою [10, 11].

Для утворення моменту опору T_m на валу АД пропорційного швидкості обертання ротору (наприклад: пуск відцентрового насоса, або ПП на «вільній» воді), у моделі між виходом виміру оборотів АД ω_m і входом T_m необхідно включити блок *Gain*, коефіцієнт передачі якого розраховується по формулі

$$K^* = \frac{9,55 \times P_n \times 60}{2\pi n_n^3} \quad (5)$$

АД ГЕД, які отримують живлення від ПЧ з ланкою постійного струму, теж є стандартними блоками Simulink, такими як, наприклад, «Field-oriented control induction motor drive», в залежності від типу АД ГЕУ КПК та технологічного процесу. Винятком є настроювання параметрів вкладки Controller, таких як «Lowpass filter cutoff frequency» – коефіцієнт обмеження резонансної частоти фільтру гармонік, який враховує вплив основної на магнітний потік АД, «Current controller hysteresis band» – пропускну спроможність контролеру відносно уставки споживаного АД струму та «Maximum Switching Frequency» – максимальна частота перемикання інвертора. Ці параметри розраховуються згідно співвідношень (1)–(4) з урахуванням граничної частоти живлення окремого АД ПП, працюючого в зоні сталих координат.

Побудова кривої моменту опору ГЕД здійснюється апроксимацією даних навантаженого АД ПП у розрахунковому полі за допомогою методу найменших квадратів, для чого формуються таблиці початкових даних у вигляді table_1, table_2, ... table_m = [u, R, w, t, n] для різних значень водомісткості, які задаються командою $disp_mat = [\Delta_1, \Delta_2, \dots, \Delta_m]$. Тоді командою $disp = disp_mat(loadcond)$ здійснюється виведення значень змінних в командне поле, де *loadcond* (*Load condition*) може приймати значення від 1 до m . Далі задаються вектори розрахункових функцій с одночасним переходом до необхідних одиниць виміру, якщо це потрібно:

$u_dat = [table_1(:,1), table_2(:,1), \dots, table_m(:,1)] \cdot 0.5144$; – переводимо вузли у м/с;
 $Ru_dat = [table_1(:,2), table_2(:,2), \dots, table_m(:,2)] \cdot 9.82/1000$; – переводимо кПА у кН;
 $w_dat = [table_1(:,3), table_2(:,3), \dots, table_m(:,3)]$;
 $t_dat = [table_1(:,4), table_2(:,4), \dots, table_m(:,4)]$;

$n_dat = [table_1(:,5), table_2(:,5), \dots, table_m(:,5)] * 2\pi / 360$; – переводимо об/хвил. у рад/с.

З початку циклу апроксимації задаються його межі, визначивши $k1 = length(u_dat)$, що повертає найбільше значення u_dat і початкову точку командою $up_start = u_dat(1, loadcond)$.

Потім визначається початковий коефіцієнт пропорційності між швидкістю судна і опором руху: $X_uu = 1000 * Ru_dat(1, loadcond) / (up_start^2)$.

Тоді поточні значення швидкості руху і опору визначаються наступним чином:

$u_shift(:, loadcond) = U_dat(:, loadcond) - up_start$;

$R_vec(:, loadcond) = 1000 * Ru_dat(:, loadcond)$.

Зациклюючи розрахунки: $for\ kk = 1:k1$ $uml = U_dat(kk, loadcond)$; $res_vec(kk, loadcond) = (R_vec(kk, loadcond) - X_uu * uml^2)$; end ; за допомогою команди $polyfit$ формуються коефіцієнти поліномів (pRu) та (Ptd) відповідної степені, які з найменшою середньоквадратичною похибкою апроксимують вихідні функції:

$pRu = polyfit(u_shift(:, loadcond), res_vec(:, loadcond), 5)$;

– розрахунок багаточленної відповідності кривої;

$pw0 = polyfit(U_dat(:, loadcond), w_dat(:, loadcond), 0)$; – u і w для розрахунку коефіцієнту попутного потоку;

$Ptd = polyfit(U_dat(:, loadcond), t_dat(:, loadcond), 0)$; – t вектор для розрахунку зусилля утримання.

Розрахунок значень полінома Ru у точках u застосовується командою $polival$:

$Ru = polyval(pRu, max(u - up_start, 0)) + X_uu * u^2$.

Відповідну модель динаміки судна, вхідні параметри якої є визначальними для моделі ПП з АД як приводним, приведено на рис. 2.

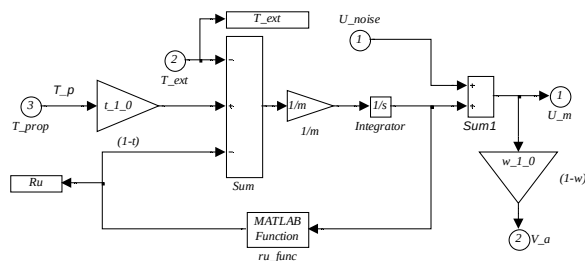


Рис. 2 – Модель динаміки судна: T_prop – упор (thrust) гребного гвинта; $t_1_0 = 1 - t$ = середнє значення коефіцієнту горизонтального утримання (thrust deduction) у відносних одиницях (в.о.) виміряних даних для відповідної моделі судна; T_ext – упор зовнішньої сили (External Force); $m = 10009 * 1025$ (водотонажність * маса одиниці об'єму морської води) + 105 (вантаж судна); U_noise – відхилення ("шум") швидкості судна; Ru_func – функція розрахунку опору судна (Ru); $w_1_0 = 1 - w$ = середнє значення коефіцієнту попутного потоку (wakefraction) у в.о. для відповідної моделі судна; U_m – швидкість судна.

На рис. 3 представлені графіки перехідних процесів під час пуску та накидання моменту спротиву АД одного з ПП, а на рис. 4 спектральна характеристика напруги. Аналіз ефективності застосування обчислення оптимізованої моделі імпульсів управління виконувалось за допомогою аналізатора спектра SP Tools в середовищі MatLab при паралельній роботі всіх синхронних генераторів на

чотири ГЕД. При цьому, робили спектральний аналіз напруги на навантаженні з настроюванням параметрів ПЧ АД за замовчуванням (верхній графік на рис.4) та із застосування вище наведеної методики обчислення імпульсів управління відповідно.

З аналізу спектральних характеристик напруги на навантаженні випливає, що застосування даного методу є досить ефективним засобом зниження перешкод в досліджуваній мережі, оскільки призводить до зниження коефіцієнта гармонік (THD) у розглянутій області частот в 6 разів (з THD = 6,18% до THD = 1,08%), при цьому, амплітуда 5-ої гармоніки основної частоти, на яку налаштована система управління, зменшується в 17 разів.

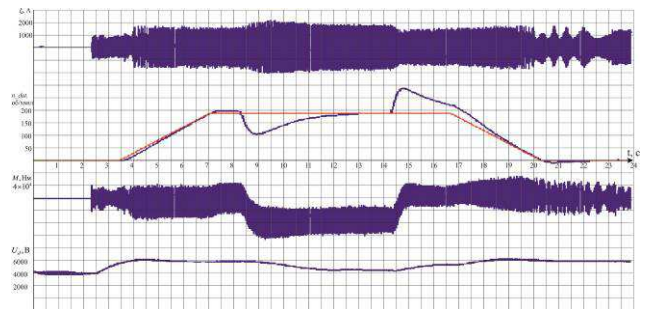


Рис. 3 – Графіки перехідних процесів пуску та навантаження АД ПП: U_d – напруга на ланці постійного струму ПЧ (DC link), В; M – обертаючий момент АД, Нм; n_dat – задані та дійсні частоти обертання АД, об/хвил.; I_a – споживаний струм статора АД, А.

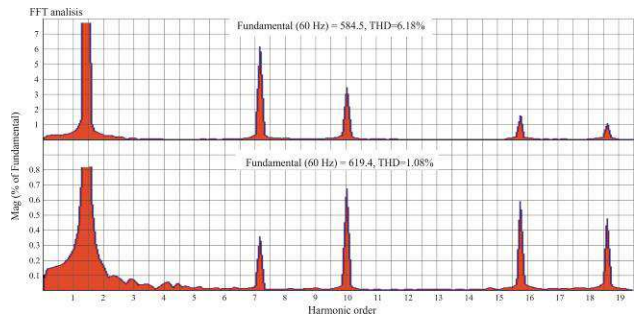


Рис. 4 – Спектральна характеристика на шині високої напруги: THD – коефіцієнт гармонік.

Висновки. Запропонований авторами метод удосконалення математичної моделі формування імпульсів управління ПЧ для живлення АД ПП є наступним кроком подальшого розвитку сучасних систем управління ПП після новітніх технічних доробок їх механічної частини, які не дозволяють повністю усунути такі явища на лініях валів, як поперечне поєднання потоків та послаблення останніх у наслідок, наприклад, ефекту Коанда. Отримані результати можуть бути продовженням розробок у галузі створення інтелектуальних систем управління електроприводами ПП СЕУ КПК, які забезпечують стабілізацію їх параметрів у різних експлуатаційних умовах, зокрема у режимі DP, для досягнення мінімізації втрат енергії з одночасним поліпшенням гармонійного складу напруги.

Список літератури: 1. Woud H. K. Design of propulsion and electric power generation systems / H. K. Woud, D. Stapersma // IMarEST

publications: London. – 2003. – 494 p. 2. Glazeva O. Modern lines of development of ship electromotive systems [Text] / O. Glazeva, V. Busher, V. Vlasov // *Electrotechnic and Computer Systems*. – Odessa : Nauka i Technika, 2015. – №19(95). – P.46–49. 3. Будашко В.В. Удосконалення системи управління підрулюючим пристроєм комбінованого пропульсивного комплексу [Текст] / В.В. Будашко, О.А. Онищенко // Вісник Національного технічного університету «ХПІ». – 2014. – № 38 (1081). – С. 45-51 [Електронний ресурс]. URL: http://library.kpi.kharkov.ua/Vestnik/2014_38.pdf (дата звернення: 30.09.2015). 4. Будашко В.В. Математические основы имитационного моделирования системы управления энергетической установкой бурового судна [Текст] / В.В. Будашко, О.А. Онищенко // Вестник Камчатского государственного технического университета. – Петропавловск-Камчатский: КамчатГТУ. – 2014. – Вып. 29. – С. 6-13. Режим доступа: <http://elibrary.ru/item.asp?id=22822710> (дата обращения: 30.09.2015). 5. French C. Direct torque control of permanent magnet drive / C. French, P. Acarnley // In IEEE Ind. Applicat. Society Annu. Meet., 1995. P. 199-206. 6. Hansen J. F. Modeling and control of marine power systems / J. F. Hansen // Doctor thesis, Norwegian University of Science and Technology, Department of Engineering cybernetics, Trondheim, Norway. – 2000. – 119 p [Електронний ресурс]. URL: http://www.itk.ntnu.no/databaser/dr_ing_avhandlinger/vedlegg/110_pdf.pdf (дата звернення: 30.09.2015). 7. Budashko V.V. Mathematic modeling of all-range controllers speed of thrusters for ship power plants in combined propulsion complexes / V.V. Budashko, Y.A. Yushkov // ELECTRONNOE MODELIROVANIE (Electronic Modeling). – 2015. – V. 37. – №2 (2015). P. 101–114 [Електронний ресурс]. URL: <http://www.emodel.org.ua/index.php/en/44-archive/2015-rod/37-2/612-37-2-8-e.html> (дата звернення: 30.09.2015). 8. Гончаренко Д. А. Моделирование систем управления мощностью и крутящим моментом подруливающих устройств при позиционировании судов [Текст] / Д. А. Гончаренко, В. В. Будашко // Интеллектуальные системы принятия решений и проблемы вычислительного интеллекта (ISDMCI'2014): Материалы междунауч. конф. – Херсон: ХНТУ, 2014. – С. 59-61. 9. Одесский крьюинг – форум вне политики: Форум [Електронний ресурс]. URL: <http://wap.odessa.crewing.borda.ru/?1-16-0-00000422-000-80-0> (дата обращения: 01.10.2015). 10. Черных И.В. SimPowerSystems: Моделирование электротехнических устройств и систем в Simulink / И.В. Черных [Електронний ресурс]. URL: <http://matlab.exponenta.ru/simpower/book1/2.php> (дата обращения: 01.10.2015). 11. В.П. Дьяконов, И.В. Абраменкова MatLab. Обработка сигналов и изображений [Текст] / Дьяконов В.П., Абраменкова И.В. // Специальный справочник. СПб.: Питер, 2002. 602 с.

Bibliography (transliterated): 1. Woud H. K., Design of propulsion and electric power generation systems. H. K. Woud, D. Stapersma. IMarEST publications: London. – 2003. – 494 p. Print. 2. Glazeva O. Modern lines of development of ship electromotive systems. O.

Glazeva, V. Busher, V. Vlasov. *Electrotechnic and Computer Systems*. – Odessa: Nauka i Technika, 2015. No 19 (95). 46–49. Print. 3. Budashko V.V. Udoskonalennja systemy upravlinnja pidrulyujuchym prystrojem kombinovanogo propul'syvnoho kompleksu [Improving management system combined thruster propulsion systems]. V.V. Budashko, O.A. Onishchenko. *Bulletin of NTU "KhPI". Thematic edition "Electric machines and Electromechanical energy conversion"*. Kharkiv: NTU "KhPI". 2014. No 38 (1081). 45-51 (In Ukraine). Print. Available at: library.kpi.kharkov.ua/Vestnik/2014_38.pdf (accessed 30 September 2015). 4. Budashko V.V. Matematicheskie osnovy imitatsionnogo modelirovaniia sistemy upravleniia energeticheskoi ustanovkoi burovogo sudna [Mathematical principles of simulation of power plant's control system at drillship] V.V. Budashko, O.A. Onishchenko. *Bulletin of Kamchatka State Technical University. Petropavlovsk-Kamchatskii: Kamchat STU*. 2014. Vol. 29. 6-13 Print. Available at: elibrary.ru/item.asp?id=22822710 (accessed 30 September 2015). 5. C. French and P. Acarnley Direct torque control of permanent magnet drive. In IEEE Ind. Applicat. Society Annu. Meet, 1995. P. 199-206. Print. 6. Hansen J. F. Modeling and control of marine power systems. J.F. Hansen. Doctor thesis, Norwegian University of Science and Technology, Department of Engineering cybernetics, Trondheim, Norway. 2000. 119 p. Available at: www.itk.ntnu.no/databaser/dr_ing_avhandlinger/vedlegg/110_pdf.pdf (accessed 30 September 2015). 7. Budashko V.V. Mathematic modeling of all-range controllers speed of thrusters for ship power plants in combined propulsion complexes. V.V. Budashko, Y.A. Yushkov. *ELECTRONNOE MODELIROVANIE (Electronic Modeling)*. 2015. Vol. 37. No 2 (2015). 101–114. Print. Available at: www.emodel.org.ua/index.php/en/44-archive/2015-rod/37-2/612-37-2-8-e.html (accessed 30 September 2015). 8. Goncharenko D. A. Modelirovanie system upravlenija moschnost'u i krutjaschim momentom podrulivajuschikh ustroistv pri pozitizionirovanii sudov [Simulation of power management systems and torque thrusters for positioning vessels]. D.A. Goncharenko, V.V. Budashko. *Intellectual systems for decision making and problems of computational intelligence (ISDMCI'2014) (2014): International Conference, HNTU Publ., Kherson, Ukraine*, pp. 59-61. Print. 9. Odesskii krjuing – forum вне политики: Forum [Odessa Crewing - apolitical forum: Forum], (In Russian), Available at: wap.odessacrewing.borda.ru/?1-16-0-00000422-000-80-0 (accessed 01.10.2015). 10. Chernykh I.V. SimPowerSystems: Modelirovanie elektrotekhnicheskikh ustroistv i sistem v Simulink [Simulation of electrical devices and systems in Simulink]. I.V. Chernykh. Available at: matlab.exponenta.ru/simpower/book1/2.php (accessed 01.10.2015). 11. D'iakonov V.P., Abramenkova I.V. *MatLab. Obrabotka signalov i izobrazhenii [Signal and Image Processing]*. V.P. D'iakonov., I.V. Abramenkova. *Spetsial'nyi spravocchnik [Special reference]*. St.Peterburg: Piter, 2002. 602 p. Print.

Надійшло (received) 05.09.2015



Глазева Оксана Володимирівна – кандидат технічних наук, доцент кафедри суднової електромеханіки і електротехніки, Одеська національна морська академія, м. Одеса, тел.: +38(067)9940342; e-mail: Glazeva@bk.ru

Glazeva Oksana Volodimirivna – Candidate of Technical Sciences (Ph. D.), Docent, Odessa National Maritime Academy, Odessa, tel.: +38(067)9940342; e-mail: Glazeva@bk.ru



Будашко Віталій Віталійович – кандидат технічних наук, доцент, докторант кафедри технічної експлуатації флоту, Одеська національна морська академія, м. Одеса, тел.: +38(067)9375578; e-mail: bvv@te.net.ua

Budashko Vitaliy Vitalijovich – Candidate of Technical Sciences (Ph. D.), Docent, Odessa National Maritime Academy, Odessa, tel.: +38(067)9375578; e-mail: bvv@te.net.ua

УДК 621.316.7

І. В. САВЕЛЕНКО

РОЗРОБКА ТА ДОСЛІДЖЕННЯ РОБОТИ СИСТЕМИ АВТОМАТИЧНОГО КЕРУВАННЯ ТЯГОВИМ ЕЛЕКТРОПРИВОДОМ

Розроблено структурну схему системи автоматичного керування тяговим електроприводом на основі синхронного двигуна з постійними магнітами, застосування якої дозволяє керувати рухом контактних електровозів, а також досліджено якість роботи запропонованої системи шляхом математичного моделювання в середовищі Simulink.

Ключові слова: система автоматичного керування, релейні регулятори, контактні електровози, синхронні двигуни з постійними магнітами.

Вступ. На сучасному етапі розвитку мікропроцесорних систем керування стало можливим використання їх застосування для керування в тягових електроприводах. Як відомо, тягові електроприводи пред'являють завищені вимоги до масогабаритних та енергетичних характеристик електричних двигунів, в якості яких можуть використовуватися синхронні двигуни на постійних магнітах (СДПМ). Розробка систем автоматичного керування для СДПМ дозволяє забезпечити широкі діапазони регулювання швидкості обертання, покращення їх енергетичних, статичних і динамічних показників.

Постановка задачі. Класичні методи синтезу систем автоматичного керування (САК) електроприводів не в повній мірі враховують можливості покращення статичних та динамічних характеристик високоефективних електроприводів на основі СДПМ. Одним із шляхів покращення техніко-економічних показників тягових електроприводів на основі СДПМ є удосконалення їх САК.

Аналіз публікацій. В роботі [1] розроблено математична модель електроприводу з СДПМ в основу якої покладено математичний апарат теорії оптимального керування [2]. В роботі [3] проведено синтез систем автоматичного керування електроприводом з СДПМ та отримані закони оптимального регулювання для релейних регуляторів струмів та швидкості обертання. Проте, для САК з релейними регуляторами, що працюють за критерієм узагальненої роботи на основі використання властивостей функцій перемикання необхідно на основі запропонованої в [1] математичної моделі управління провести розробку структурної схеми САК тяговим електроприводом з СДПМ, а також дослідити якість роботи розробленої САК.

Мета статті. Розробка та дослідження роботи системи автоматичного управління тяговим електроприводом, що забезпечує високі динамічні та статичні характеристики.

Основна частина. В роботі [1] сформульовано математичну модель керування рухом тягового електроприводу на базі СДПМ:

Для аналізу режимів роботи СДПМ найбільш зручно використовувати рівняння динаміки, записані в рухомій системі координат, пов'язаній з ротором СДПМ (d-q координати). Система рівнянь, що описує

динаміку руху електроприводу з СДПМ має вигляд:

$$\begin{cases} u_d = p\psi_d + i_d r_s - \omega_R \psi_q; \\ u_q = p\psi_q + i_q r_s + \omega_R \psi_d; \\ \psi_d = x_d i_d + x_{dm} I_{m0}; \\ \psi_q = x_q i_q; \\ H p \omega_R = \psi_d i_q - \psi_q i_d - M_3; \\ I_{m0} = const. \end{cases}, \quad (1)$$

де u_d, u_q – складові напруги обмоток статора по осям d, q, В;

i_d, i_q – складові струму обмоток статора по осям d, q, А;

ψ_d, ψ_q – складові потокозчеплення обмоток статора по осям d, q, В·с;

$p = d/dt$ – оператор диференціювання;

r_s – опір фази статора, Ом;

x_d, x_q – складові індуктивні опори обмоток статора по осям d, q, Ом;

M_3 – зовнішній момент на валу СДПМ;

ω_R – швидкість обертання ротору.

Аналіз математичних моделей електроприводів дає змогу стверджувати, що з достатньою точністю їх можна записати у вигляді лінійного диференційного рівняння [4]:

$$\begin{cases} \dot{X}(t) = AX(t) + BU(t) + f(t); \\ Y(t) = CX(t) + v(t), \end{cases}, \quad (2)$$

де X – вектор станів системи;

U – вектор сигналів керування;

A – матриця станів;

B – матриця керування.

C – матриця вихідних сигналів.

Після алгебраїчних перетворень рівняння (1) прийме вид:

$$\begin{cases} u_d = x_d p i_d + i_d r_s + f_1; \\ u_q = x_q p i_q + i_q r_s + \omega_R x_{dm} I_{m0} + f_2; \\ H p \omega_R = x_{dm} I_{m0} i_q + f_3. \end{cases}, \quad (3)$$

Враховуючи введені позначення в [3] введемо нові змінні:

$$\eta_1 = I_d = i_d - i_d^*; \quad \eta_2 = I_q = i_q - i_q^*; \quad \eta_3 = \Omega_R = \omega_R - \omega_R^*,$$

$$U_1 = u_d - u_d^*, \quad U_2 = u_q - u_q^*.$$

Система диференціальних рівнянь руху тягового електроприводу прийме вигляд:

$$\begin{cases} U_1 = \eta_1(r_s + p x_d); \\ U_2 = \eta_2(r_s + p x_q) + \eta_3 x_{dm} I_{m0}; \\ 0 = \eta_2 x_{dm} I_{m0} - \eta_3 p J. \end{cases} \quad (4)$$

Проаналізувавши вигляд системи рівнянь (4) можна побачити, що перше рівняння лінійно незалежне від двох останніх. Зважаючи на це, в процесі аналізу режимів роботи СДПМ без урахування пускових обмоток, як і в попередньому випадку, можна розглядати два незалежні канали по осях d і q .

Після алгебраїчних перетворень систему рівнянь для контурів d і q , згідно рівняння (2) можна записати у вигляді:

$$\begin{cases} p\eta_1 = -\frac{r_s}{x_d}\eta_1 + \frac{1}{x_d}U_1 = A_d\eta_1 + B_dU_1 \\ p\eta_2 = -\frac{r_s}{x_q}\eta_2 - \frac{x_{dm}I_{m0}}{x_q}\eta_3 + \frac{1}{x_q}U_2; \\ p\eta_3 = \frac{x_{dm}I_{m0}}{J}\eta_2. \end{cases} \quad (5)$$

Звідки можна визначити, можна визначити матриці стану A_d і керування B_d системи, що описують динаміку процесів системи СДПМ для вісі d .

Згідно з методикою, приведеної в роботі [3] можна виконати синтез регуляторів струму i_d , i_q та швидкості ω_R . Після проведення синтезу регуляторів для САК тягового електроприводу з СДПМ можна визначити закони оптимального регулювання струмів i_d та i_q та швидкості обертання ω_R .

При стабілізації струмів у заданих межах релейні регулятори, що працюють в ковзному режимі, забезпечать при цьому нескінченно велике значення коефіцієнту підсилення прямого каналу контуру регулювання. Це дозволить повністю компенсувати вплив проти е.р.с. двигуна на точність стабілізації струмів і виключити вплив інтегральних складових.

Таким чином, алгоритм оптимального регулювання струму по вісі q для СДПМ має такий кінцевий вигляд:

$$u_{iq} = u_{ym} \operatorname{sign}(i_q^* - i_q) = 220 \operatorname{sign}(i_q^* - i_q), \quad (6)$$

де u_{ym} – вектор керування струмом.

Алгоритм оптимального регулювання рівняння регулятора швидкості СДПМ має вигляд:

$$u_{\omega} = u_{yom} \operatorname{sign}\left(\omega^* - \omega - p \frac{x_q}{r_s} \omega\right), \quad (7)$$

де u_{yom} – вектор керування швидкості

Алгоритм оптимального релейного регулювання струму по вісі d для СДПМ має вигляд:

$$u_{id} = u_{ym} \operatorname{sign}(i_d^* - i_d) = -220 \operatorname{sign}(i_d), \quad (8)$$

Алгоритми оптимального керування (6), (8) реалізуються з допомогою жорстких зворотних зв'язків в функції основних змінних, а алгоритм (7) – в функції основної змінної та її першої похідної. Усі змінні алгоритмів керування (6), (7) та (8) піддаються безпосередньому вимірюванню, тому структурна реалізація цих алгоритмів не викликає принципових

труднощів. Структурна схема системи оптимального керування електроприводом на основі СДПМ без пускових обмоток, що реалізує алгоритми оптимального керування (6), (7) та (8), зображена на рис. 1.

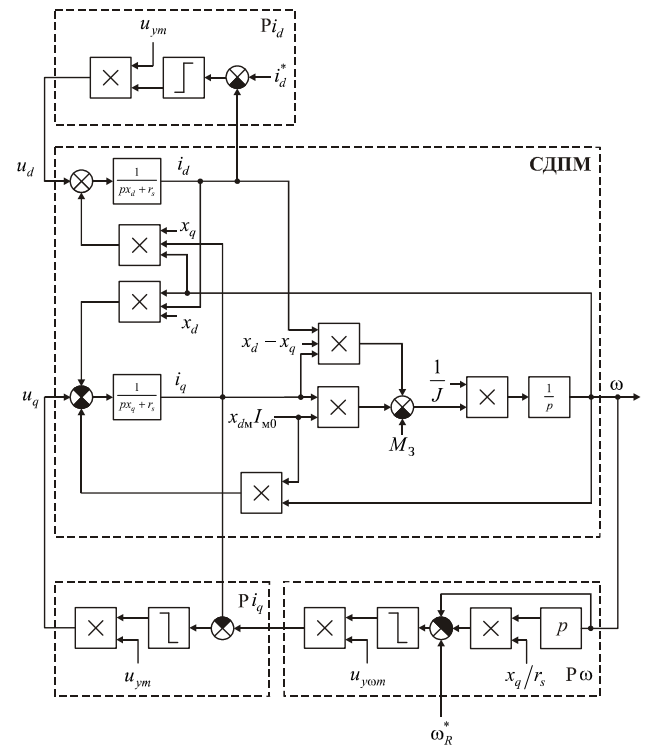


Рис. 1 – Структурна схема САК електроприводом на основі СДПМ: Pi_d – регулятор струму по вісі d ; Pi_q – регулятор струму по вісі q ; $P\omega$ – регулятор швидкості обертання ротору

На рис. 1: представлена структурна схема СДПМ, що відповідає системі рівнянь (1);

Pi_d – структурна схема регулятора струму i_d , що відповідає закону керування (8);

Pi_q – структурна схема регулятора струму i_q , що відповідає закону керування (6);

$P\omega$ – структурна схема регулятора швидкості обертання ротора СДПМ, що відповідає закону керування (7).

Для дослідження якості роботи запропонованої САК було проведено математичне моделювання в середовищі Simulink. Узагальнена модель Simulink регулювання напруги приведена на рис. 2.

Загальна модель САК електроприводом на основі СДПМ без пускових обмоток складається з таких основних блоків:

- "SDPM" – модель СДПМ без пускових обмоток;
- "Red id" – модель регулятора струму i_d , що відповідає закону керування (2.67);
- "Red iq" – модель регулятора струму i_q , що відповідає закону керування (6);
- "Red w" – модель регулятора швидкості обертання ротора СДПМ, що відповідає закону керування (7);

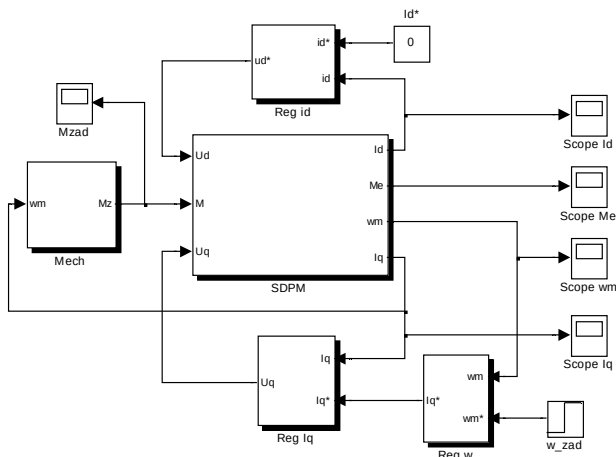


Рис. 2 – Загальна комп'ютерна модель САК електроприводом на основі СДПМ.

- "w_zad" – блок задання швидкості обертання ротора СДПМ;
 - "M_zad" – блок задання механічного моменту навантаження.
 - "Mech" – модель динаміки руху електровоза.
- На рис. 3 наведена комп'ютерна модель СДПМ.

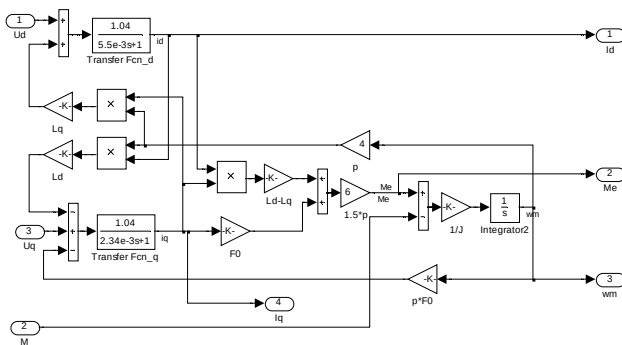


Рис. 3 – Комп'ютерна модель СДПМ.

На рис. 4 наведена комп'ютерна модель регулятора струму i_d .

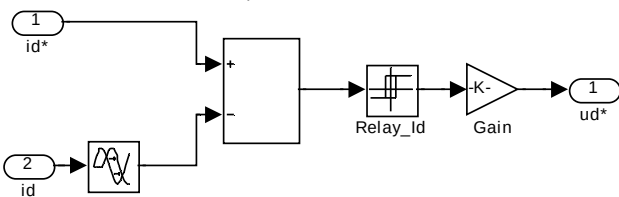


Рис. 4 – Комп'ютерна модель регулятора струму i_d .

На рис. 5 наведена комп'ютерна модель регулятора струму i_q .

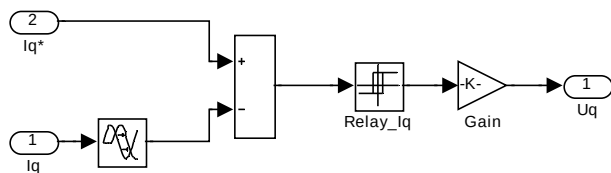


Рис. 5 – Комп'ютерна модель регулятора струму i_q .

На рис. 6 наведена комп'ютерна модель регулятора швидкості ω_R .

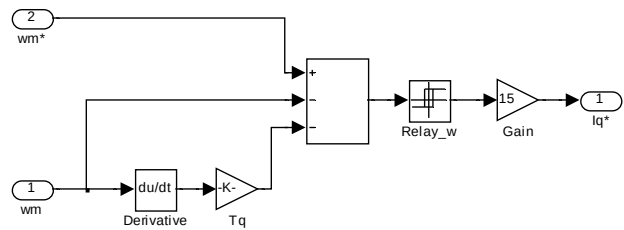


Рис. 6 – Комп'ютерна модель регулятора швидкості.

Для визначення ефекту від застосування законів керування (6)–(8), скористаємось розробленими комп'ютерними моделями САК електроприводом на основі СДПМ.

Комп'ютерне моделювання роботи САК електроприводом проводилось для двох випадків:

- для базової моделі САК електроприводом з лінійними регуляторами струму та швидкості (див. рис.7);

- для розробленої в роботі моделі САК електроприводом з релейними регуляторами струму та швидкості (рис. 2).

Розроблені комп'ютерні моделі дозволяють розраховувати та запам'ятовувати значення параметрів режиму електроприводу на основі СДПМ, що дало змогу провести їх подальшу обробку та представити їх у графічному виді.

Результати комп'ютерного моделювання роботи САК електроприводом на основі СДПМ без пускових обмоток наведені у вигляді графіків на рис. 8 – 9.

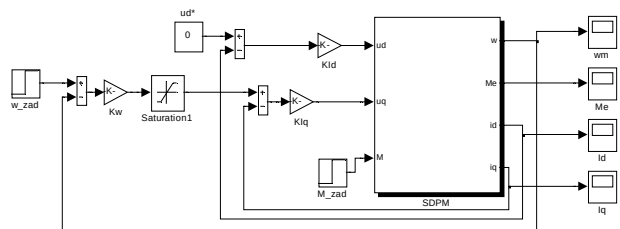


Рис. 7 – Базова модель СДПМ.

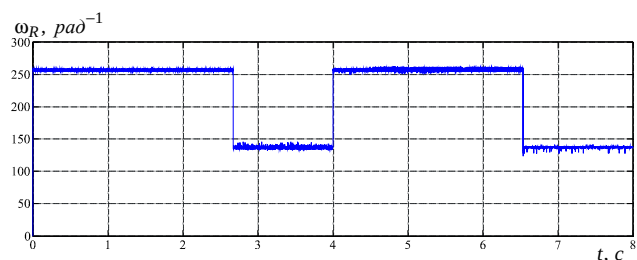


Рис. 8 – Графік зміни моменту для розробленої моделі САК

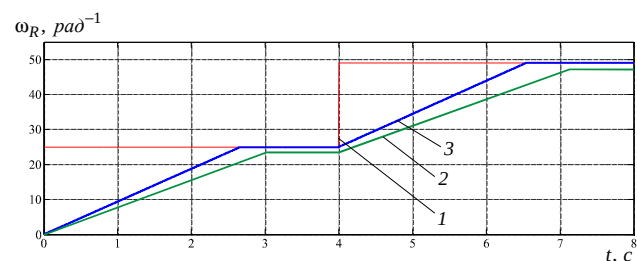


Рис. 9 – Графік зміни моменту для розробленої та базової моделі САК: 1 – заданий сигнал; 2 – сигнал базової моделі; 3 – сигнал розробленої системи

Як видно з рис. 9 тривалість перехідного процесу зміни швидкості у випадку запропонованої в роботі моделі виявилась на 14 % (0,4 с) меншою, ніж для базової моделі. До того ж, як видно з рис. 9 розроблена система, на відміну від базової, володіє астатизмом відносно моменту навантаження.

Висновки. Підсумовуючи вище зазначене можливо зробити наступні висновки:

1. Розроблені на основі знайдених оптимальних релейних законів керування структурні схеми САК дозволяють створити комп'ютерні імітаційні моделі, які дають змогу проводити аналіз роботи запропонованих САК електроприводом на основі СДПМ.

2. Результати математичного моделювання показали, що запропонована САК більш ефективна за рахунок зменшення тривалості перехідного процесу у випадку СДПМ та володіють астатизмом відносно зовнішнього моменту навантаження тягової установки.

Список літератури: 1. Плишков П. Г. Математичні моделі синхронних двигунів на постійних магнітах для синтезу систем

автоматичного керування високоефективними електроприводами/ П. Г. Плишков, І. В. Савеленко, А. В. Некрасов // Вісник Кременчуцького національного університету імені Михайла Остроградського. – Кременчук: КрНУ, 2015. – Вип. 3/2015 (92) - С. 26-34. 2. Терехов В. М. Системы управления электроприводов/ В. М. Терехов, О. И. Осипов/ под ред. В. М. Терехова. – М.: Издательский центр «Академия», 2005. – 301 с. 3. Савеленко І. В. Синтез системи автоматичного керування електроприводом на базі синхронного двигуна з постійними магнітами / І. В. Савеленко // Техніка в сільськогосподарському виробництві, галузеве машинобудування, автоматизація: Зб. наук. праць. – Кіровоград, 2015. – №28. – С. 309–316.

Bibliography (transliterated): 1. Plieskov P. H. Matematychni modeli synkhronnykh dvyhuniv na postiiynykh mahnitakh dlia syntezy system avtomatychnoho keruvannia vysokoeфекtyvnymy elektropryvodamy. P.H. Plieskov, I.V. Savelenko, A.V. Nekrasov. Visnyk Kremenchutskoho natsionalnoho universytetu imeni Mykhaila Ostrohradskoho. Kremenchuk: KrNU, 2015. Vol. 3/2015 (92). 26-34. Print. 2. Terekhov V.M. Systemy upravleniya elektroprivodov. V.M. Terekhov, O.I. Osipov. pod red. V.M. Terekhova. – Moscow: Izdatel'skiy tsentr «Akademiya», 2005. – 301 p. Print. 3. Savelenko I.V. Syntez systemy avtomatychnoho keruvannia elektropryvodom na bazi synkhronnoho dvyhuna z postiiinymy mahnitamy. I.V. Savelenko. Tekhnika v silskohospodarskomu vyrobnytstvi, haluzeve mashynobuduvannia, avtomatyzatsiia: Zb. nauk. prats. Kirovohrad, 2015. Vol. 28. 309–316. Print.

Надійшла (received) 09.10.2015



Савеленко Іван Володимирович – викладач кафедри "Електротехнічних систем та енергетичного менеджменту", Кіровоградський національний технічний університет, м. Кіровоград
Savelenko Ivan Volodymyrivych – lecturer in "Electrical systems and energy management", Kirovograd National Technical University, Kirovograd

А. А. ШАВЁЛКИН, В. А. ГЕРАСИМЕНКО, С. М. КОЖЕМЯКИН

УЛУЧШЕНИЕ ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ ПОКАЗАТЕЛЕЙ ТЯГОВОГО ЭЛЕКТРОПРИВОДА ТРАМВАЯ С ДВИГАТЕЛЕМ ПОСТОЯННОГО ТОКА ПОСЛЕДОВАТЕЛЬНОГО ВОЗБУЖДЕНИЯ

Проанализированы существующие технические решения по модернизации тягового электропривода трамвая с двигателем постоянного тока последовательного возбуждения. Исследовано ослабление поля двигателя шунтированием обмотки возбуждения преобразователем на IGBT с возможностью утилизации энергии. Предложены схемы тяговых преобразователей с шунтированием и независимым включением последовательной обмотки возбуждения, позволяющие снизить потери энергии в силовых цепях, работоспособность их подтверждена математическим моделированием.

Ключевые слова: IGBT, тяговый электропривод, двигатель постоянного тока, ослабление поля, импульсный преобразователь постоянного напряжения, городской электротранспорт.

Введение. Полный переход на асинхронный или вентильный тяговый электропривод (ТЭП) в городском электротранспорте неизбежен и позволяет повысить технико-экономические и эксплуатационные показатели. Однако, на данный момент в существующем парке транспортных средств (ТС) городского электротранспорта (ГЭТ) преобладающее применение находит тяговый электропривод с двигателями постоянного тока (ДПТ) большей частью с реостатным управлением при значительных энергозатратах. Для трамваев и ряда моделей троллейбусов базовым является решение с ДПТ последовательного возбуждения. Существенное улучшение характеристик ТЭП с ДПТ достигается при использовании импульсного регулирования напряжения якоря. Это решение хорошо зарекомендовало себя в современных моделях ТС.

С учетом сложившейся экономической ситуации на Украине, актуальной задачей является модернизация ТЭП транспортных средств, еще не выработавших свой ресурс. В первую очередь, это касается трамваев типа «Татра 3Е» с реостатно-контакторным ТЭП. Замена реостатной схемы на транзисторный агрегат, имеющий минимальную стоимость и потери энергии, при модернизации ТЭП в условиях депо позволит существенно снизить энергопотребление и повысить эффективность эксплуатации существующих трамваев.

Анализ основных достижений и литературы. Следует отметить, что в настоящее время рядом предприятий как компромиссный вариант выпускаются новые модели троллейбусов и трамваев, где используется ТЭП с ДПТ с импульсными преобразователями напряжения (ИП) на IGBT. Базовая схема (рис. 1), используемая в современных моделях ТС (фирмы Cegelec, Ganz Ansaldo и др.) содержит реверсивный мостовой ИП на четырех IGBT с обратными диодами для цепи последовательной обмотки возбуждения (ПОВ) и ИП для цепи якоря на двух IGBT. На рис. 1 не показаны входные цепи и блок тормозного резистора, используемый при невозможности рекуперации энергии торможения в питающую сеть, которые применяются во всех вариантах схемы ТЭП. В ТЭП трамвая четыре ДПТ – по два на переднюю и заднюю тележку. Поэтому используются

два тяговых агрегата, при этом для пар ДПТ обмотки возбуждения и обмотки якоря соединены последовательно. Данная схема обеспечивает независимое регулирование потока и тока якоря, реализует рекуперацию энергии торможения и бесконтактный реверс. Вместе с тем, схема содержит $6 \cdot 2 = 12$ мощных IGBT и характеризуется достаточно большими потерями энергии в транзисторах. При этом ДПТ используется как машина независимого возбуждения, все ключи на один ток. Самой затратной является цепь возбуждения, как по количеству ключей, так и по потерям энергии – одновременно ток проводит пара ключей.

При модернизации ТЭП следует учитывать возможность использования существующего оборудования (например, контакторов), уменьшения количества дорогостоящих транзисторных ключей, что способствует снижению стоимости, модернизации и потере энергии в силовых цепях.

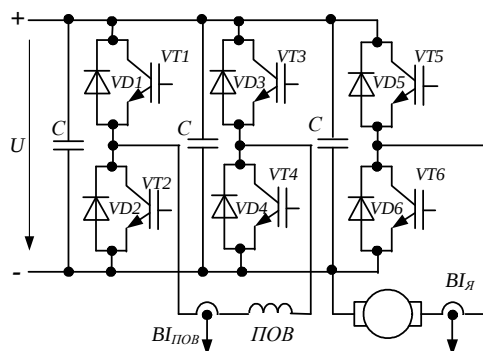


Рис. 1 – Схема силовых цепей тягового агрегата с независимым регулированием тока цепи якоря и обмотки возбуждения

В ряде работ [1, 2] предлагается классический подход с использованием шунтирования ПОВ в режиме ослабления поля. На современном уровне для шунтирования используется ключевая схема на IGBT.

Для реверса можно использовать контакторы, тем более что реверс осуществляется без тока. В этом варианте меньше ключей и снижаются потери энергии.

Решение, где благодаря использованию

существующих контакторов (КВ и КН) количество ключей на IGBT уменьшено до четырех (рис. 2) предложено в работе [1]. При этом сохраняется последовательное соединение ПОВ и якоря.

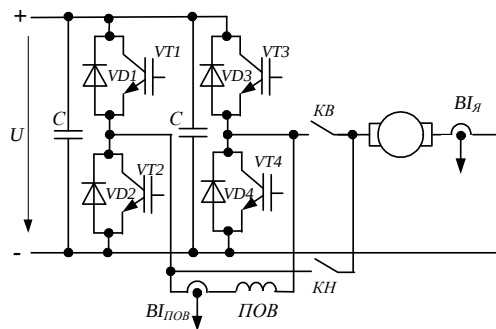


Рис. 2 – Схема силовых цепей тягового агрегата с последовательным соединением цепи якоря и обмотки возбуждения

Для ослабления поля ДПТ используется шунтирование ПОВ одним из ключей схемы. Вместе с тем вопрос о потерях энергии при данном способе шунтирования исследован недостаточно.

Для утилизации энергии, отбираемой при шунтировании ПОВ, для собственных нужд ТС в работе [2] предложено использовать преобразователь постоянного тока (DC-DC), выполненный на базе шунтирующего ключа.

Таким образом, вопрос совершенствования схемных решений ТЭП при модернизации существующих ТС исследован недостаточно полно и имеются определенные возможности для дальнейшего снижения энергопотребления и стоимости тягового агрегата.

Цель работы, постановка задач исследования. Разработка схемных решений и принципов управления ТЭП постоянного тока с ДПТ последовательного возбуждения, обеспечивающих минимальные энергопотребление и затраты на модернизацию существующих ТС.

При этом необходимо решить следующие задачи:

- исследовать возможности уменьшения количества силовых IGBT ключей в схеме ИП;
- разработать соответствующую систему управления ТЭП;
- разработать математическую модель ТЭП и осуществить «виртуальный» эксперимент.

Материалы исследований. Независимое управление током ПОВ (рис. 1). Оценим потери в ключах схемы в процессе разгона ТЭП трамвая Татра Т-3 при использовании ДПТ типа ТЕ-022 (45 кВт) с номинальным током 150 А. Полагаем, что пуск осуществляется с током $I_{яП} = I_{ПОВ} = 250$ А. Сопротивление ПОВ (при последовательном соединении двух ДПТ) $R_{ПОВ} = 0.052$ Ом. При напряжении в контактной сети $U_C = 600$ В можно использовать IGBT типа SKM300 GB126D класса 1200 В на ток $I_C = 310$ А с параметрами транзистора: пороговое напряжение $U_{CE(TO)} = 1$ В, дифференциальное сопротивление $R_{CE} = 3.5$ Ом, энергия переключения $E_{ON}(E_{Off}) = 21(33)$ мДж, $E_{tot} = E_{ON} + E_{Off} = 54$ мДж (при

$U_{CC} = 600$ В, $I_C = 200$ А). Обратный диод имеет близкие параметры $U_{(TO)} = 1$ В, $R_T = 3$ Ом, $E_{TT} = 18$ мДж. Принимаем частоту ШИМ $f_{SW} = 1000$ Гц.

Потери мощности в транзисторе включают в себя потери проводимости P_C и переключения P_{SW} :

$$P_C = U_{CE(TO)} I_{VTCP} + I_{VT}^2 R_{CE},$$

$$P_{SW} = f_{SW} E_{tot} \left(\frac{I_{CP}}{I_{CT}} \right)^{K_I} \left(\frac{U}{U_{CT}} \right)^{K_V},$$

где I_{VTCP} , I_{VT} – соответственно среднее и действующее значение тока транзистора;

K_I , K_V – коэффициенты аппроксимации, определяющие зависимость потерь энергии (E_{SW}) при фактических значениях тока и напряжения (для IGBT класса 1.2 кВ значения $K_V = 1.4$, $K_I = 1$).

Потери в ИП якорной цепи. Ток транзистора в схеме ИП имеет характер импульсов с коэффициентом заполнения $\gamma = 0 \div 1$, его среднее значение $I_{VTCP} = \gamma I_{я}$. Полагаем, что импульсы тока имеют форму близкую к прямоугольной, тогда можно считать, что $I_{VTCP} = I_{VT}$. Для значения $\gamma = 0.9$ $I_{VTCP} = 0.9 \cdot 250 = 225$ А, $P_C = 402.2$ Вт, $P_{SW} = 60.75$ Вт. Общие потери мощности в транзисторе составляют $P = 462.95$ Вт. Для диода $I_{VDCP} = (1 - \gamma) I_{я}$ мощность потерь $P = 29$ Вт. Общие потери в схеме составляют 492 Вт, это значение в процессе пуска и изменении γ практически неизменное – имеет место перераспределение потерь в транзисторе и диоде.

Потери в ключах ИП цепи ПОВ. Рассмотрим использование однополярной ШИМ [3]. Напряжение ПОВ $U_{ПОВ} = R_{ПОВ} I_{ПОВ} = (0.026 \cdot 2) 250 = 13$ В. При этом $U_{ПОВ} = U_{CP} = (2\gamma - 1) U_C$, откуда значение $\gamma = 0.51$. В мостовой схеме в процессе формирования выходного напряжения используются два транзистора и два диода, для них $I_{VTCP} = \gamma I_{ПОВ} = 127.5$ А, $I_{VDCP} = (1 - \gamma) I_{ПОВ} = 122.5$ А. Общие потери мощности в транзисторе составляют $P = 218.8$ Вт, общие потери в схеме ИП 870 Вт.

Используя взамен IGBT, имеющиеся в модернизируемом ТС, контакторы, получаем схему, приведенную на рис. 3.

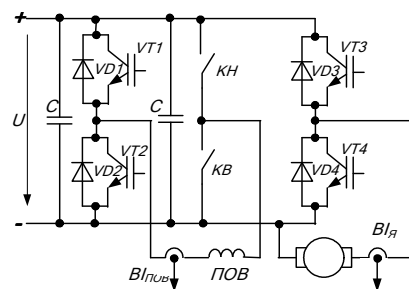


Рис. 3 – Схема силовых цепей тягового агрегата с независимым регулированием тока цепи якоря и обмотки возбуждения с реверсом на контакторах

При сохранении возможностей схемы на рис. 1 потери энергии в цепи ПОВ уменьшаются вдвое (за вычетом потерь в контакторе).

Рассмотрим схему на рис. 2, в которой также используются 4 ключа на IGBT. В ней авторы ушли от независимого управления ПОВ и используют для

ослабления поля шунтирование ПОВ ключом. Так при направлении движения вперед (замкнут контакт контактора КВ и включен VT1), когда на ДПТ подано все напряжение сети, в качестве шунтирующего используется VT3. При этом возможно независимое регулирование тока ПОВ при условии, что $I_{ПОВ} \leq I_{Я}$.

При шунтировании ПОВ часть энергии отбираемой от ПОВ теряется. Оценим потери мощности в шунтирующей цепи. Постоянная составляющая напряжения ПОВ (падение напряжения на активном сопротивлении ПОВ) $U_{П} = I_{ПОВ} R_{ПОВ} = \alpha I_{Я} R_{ПОВ}$ ($\alpha = I_{ПОВ} / I_{Я}$ – коэффициент ослабления поля). Мощность шунтирующей цепи $P_{П} = U_{П} I_{ПОВ} = R_{ПОВ} I_{Я}^2 \alpha (1 - \alpha)$ ($I_{ПОВ} = I_{Я} (1 - \alpha)$ – ток шунтирующей цепи) имеет максимальное значение при $\alpha = 0.5$ (предельное ослабление поля). При разгоне с предельным током якоря $I_{Я} = 250$ А и $\alpha = 0.5$ мощность $P_{П} = 812.5$ Вт, при $\alpha = 0.9$ мощность $P_{П} = 292.5$ Вт. В тоже время потери мощности в IGBT типа SKM300 GB1126D при токе 100 А составляют порядка 160 Вт, остальная энергия должна рассеиваться в снабберных цепях, что не эффективно.

Уменьшить количество силовых IGBT ключей в схеме до трех позволяет схема, приведенная на рис. 4.

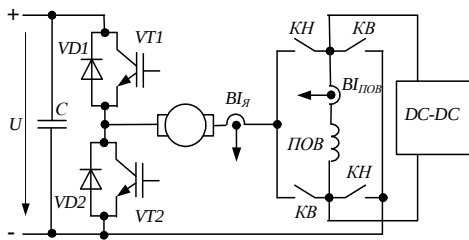


Рис. 4 – Схема силовых цепей тягового агрегата с последовательным соединением цепи якоря и ПОВ с реверсом на контакторах и шунтирующим преобразователем

Реверс ПОВ при этом осуществляется посредством контакторов, шунтирование транзистором VT3 (рис. 5) в составе преобразователя постоянного тока (DC-DC), используемого для утилизации энергии. DC-DC преобразователь двухзвенный (рис. 5), его входная цепь представляет собой повышающий импульсный преобразователь напряжения ПОВ.

В качестве буферной индуктивности используется индуктивность ПОВ, при отпирании транзистора VT3 ток через него нарастает (скорость нарастания ограничивается индуктивностью), при запираании VT3 запасенная энергия через диод VD4 передается в выходную цепь на преобразователь нагрузки DCH и используется, например, для подзарядки аккумуляторной батареи. Конденсатор C обеспечивает сглаживание напряжения на входе DCH.

При отсутствии утилизации вместо DCH используется резистор, в котором рассеивается энергия – получаем классическую схему снаббера. Данная схема шунтирования используется только при направлении движения вперед. При движении назад ослабление поля не требуется. Поскольку при реверсе направление тока ПОВ меняется, последовательно с

VT3 включен диод VD3, блокирующий обратное напряжение на транзисторе. Формирование тока ПОВ осуществляется с помощью релейного (гистерезисного) регулятора тока (PPT), который управляет переключением VT3, отработывая заданный ток $I_{ПОВ}$ с заданным отклонением δ (несколько %). Фактическое значение тока измеряется датчиком $BI_{ПОВ}$.

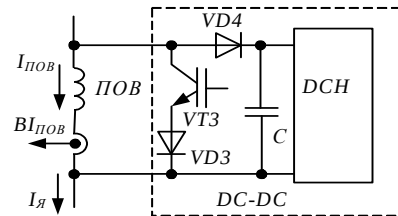


Рис. 5 – Схема шунтирующего преобразователя

Схема реализует рекуперативное торможение с самовозбуждением ДПТ. При этом включается контактор КН (назад), подключая ПОВ согласно с направлением $E_{Я}$ (остаточной ЭДС $E_{Яост}$), затем отпирается VT2 (рис. 4). Под действием $E_{Яост}$ в цепи якорь – ПОВ возникает ток, что обуславливает процесс самовозбуждения машины. Регулятор тока якоря также, как и тока ПОВ релейный и удерживает VT2 в открытом состоянии пока ток якоря не достигнет значения $(I_{ЯЗад} + \delta)$, при запираии VT2 отпирается диод VD1 – энергия передается в сеть, ток якоря снижается до значения $(I_{ЯЗад} - \delta)$, опять отпирается VT2 и т.д. Таким образом, ТЭП переходит в режим рекуперативного торможения с независимым регулированием тока ПОВ.

Следует отметить, что потери энергии в шунтирующей цепи ПОВ имеют место не только в режиме ослабления поля, но и при полном поле ДПТ, когда используется импульсное регулирование напряжения. В данном случае потери обусловлены двумя факторами: протеканием постоянной составляющей тока в цепи диод VD4–DCH (рис. 5), и импульсной составляющей напряжения на ПОВ в процессе регулирования напряжения якорной цепи ДПТ. При запертом состоянии VT3 шунтирующая цепь образует схему ИП и энергия от индуктивности ПОВ передается в DCH.

Наибольшие потери имеют место в начале пуска ДПТ, когда ЭДС якоря равна нулю и все напряжение сети приложено к обмоткам. В замкнутой системе регулирования при скачкообразном задании тока якоря (пуск «под отсечку») интервал времени, когда на ДПТ для обеспечения нарастания тока якоря подается полное напряжение сети с учетом электромагнитной постоянной цепи якоря достаточно большой. Для снижения потерь в шунтирующей цепи целесообразно ограничить скорость нарастания тока якоря.

Система автоматического регулирования (САР) ТЭП обеспечивает двухзонное регулирование скорости ДПТ. В первой зоне регулирование скорости достигается изменением напряжения якоря $U_{Я}$ при $I_{Я} = I_{ПОВ}$ (полное поле), во второй зоне – регулированием тока $I_{ПОВ} = \alpha I_{Я}$ при $U_{Я} = U_C$ (ослабление поля). Пуск ТЭП в первой зоне осуществляется при

постоянном токе якоря и ПОВ (при постоянном моменте ДПТ). Поскольку характеристика ДПТ «мягкая» переход во вторую зону осуществляется при различной скорости, определяемой значением тока якоря (момента). Традиционным решением для двухзонного регулирования является использование регулятора ЭДС (РЭ). При этом заданное значение ЭДС якоря $E_{\text{я}} = U_{\text{с}} - I_{\text{я}} \cdot R_{\text{яц}}$ ($R_{\text{яц}}$ – общее сопротивление цепи якоря) в первой зоне превышает фактическое значение $E_{\text{я}} = U_{\text{я}} - I_{\text{я}} \cdot R_{\text{яц}}$ и задание на ток ПОВ равно фактическому значению тока якоря. По достижении напряжением якоря значения напряжения сети осуществляется переход в режим ослабления поля. Значение ЭДС якоря становится близким к заданному значению и РЭ снижает задание на ток ПОВ по мере разгона ДПТ. При торможении функцией РЭ является ограничение ЭДС на заданном уровне.

В простейшем случае САР содержит релейные регуляторы тока якоря и тока ПОВ, а также функциональный преобразователь, который формирует задание на ток ПОВ в соответствии с заданным значением $I_{\text{язад}}$ и фактическим значением скорости ДПТ ω . Значение $I_{\text{язад}}$ задается водителем при нажатии на педаль «газ». При достижении заданного значения скорости водитель ТС сбрасывает «газ» – задание на ток якоря и ТЭП переходит в режим «выбега» с последующим разгоном при снижении скорости или торможением. В режиме торможения ток якоря задается педалью «тормоз» в первом секторе ее поворота (при дальнейшем ее нажатии срабатывают механические тормоза).

Результаты моделирования. Моделирование осуществлялось с использованием программного пакета Matlab. При этом рассмотрена возможность модернизации ТЭП трамвая типа Татра (масса вагона 30 т) с четырьмя двигателями ТЕ-022 (по два последовательно на переднюю и заднюю тележки) при использовании тягового агрегата по схемам на рис. 3 и рис. 4. Разработаны полные модели ТЭП с использованием стандартных блоков. Модель ДПТ составлена в соответствии с уравнениями:

$$u_{\text{я}} = e_{\text{я}} + i_{\text{я}}(R_{\text{я}} + R_{\text{дп}}) + i_{\text{пов}}R_{\text{пов}} + L_{\text{я}} \frac{di_{\text{я}}}{dt} + L_{\text{пов}} \frac{di_{\text{пов}}}{dt},$$

$$i_{\text{пов}} = \alpha \cdot i_{\text{я}}, \quad e_{\text{я}} = K\Phi \cdot \omega_{\text{дв}}, \quad M = K\Phi \cdot i_{\text{я}},$$

$$M - M_{\text{с}} = J_{\text{пр}} \frac{d\omega_{\text{дв}}}{dt}, \quad M_{\text{с}} = \frac{W}{2} \frac{D_{\text{к}}}{\eta i},$$

$$W = (5 + 0,005v^2)G,$$

$$J_{\text{пр}} = m \cdot K_{\text{и}} \frac{D_{\text{к}}^2}{4i^2}, \quad \omega_{\text{дв}} = \frac{v \cdot i}{1,8 \cdot D_{\text{к}}} = cv,$$

где $u_{\text{я}}$, $i_{\text{я}}$, $i_{\text{пов}}$ – мгновенные значения напряжений и токов якоря и ПОВ;

$L_{\text{я}}$ – индуктивность обмотки якоря и добавочных полюсов;

$L_{\text{пов}}$ – индуктивность ПОВ;

$J_{\text{пр}}$ – приведенный к валу двигателя момент инерции трамвая;

v – линейная скорость ТС в км/час;

$K_{\text{и}} = (1,15 \div 1,2)$ [4];

m и G – масса (кг) и вес (кН) трамвая;

$D_{\text{к}}$ – диаметр колеса;

i – передаточное число передачи;

M и $M_{\text{с}}$ – момент двигателя и момент сопротивления, приведенный к валу ДПТ, для прямолинейного горизонтального участка движения, $\alpha = (1 \div 0,5)$ – коэффициент ослабления поля.

При независимом включении ПОВ

$$u_{\text{я}} = e_{\text{я}} + i_{\text{я}}(R_{\text{я}} + R_{\text{дп}}) + L_{\text{я}} \frac{di_{\text{я}}}{dt} \quad \text{и}$$

$$u_{\text{пов}} = i_{\text{пов}}R_{\text{пов}} + L_{\text{пов}} \frac{di_{\text{пов}}}{dt}.$$

Ключевым в модели является описание магнитной характеристики тягового ДПТ, поскольку при расчете характеристик и моделировании ДПТ необходимо знать значение потока машины при произвольных значениях тока якоря и возбуждения ($I_{\text{пов}}$). Предложена методика расчета, основанная на использовании электромеханических характеристик двигателя ($n(I_{\text{я}})$) при полном и ослабленном поле, приведенных в [5]. Значения КФ определены в соответствии с выражением $K\Phi = \frac{U_{\text{ном}} - I_{\text{я}}R_{\text{яц}}}{\omega_{\text{дв}}}$.

Характеристики $K\Phi(I_{\text{я}})$ соответствуют значениям тока возбуждения $I_{\text{пов}} = I_{\text{я}}$ (полное поле) и $I_{\text{пов}} = 0,5I_{\text{я}}$ (ослабленное поле при $\alpha = 0,5$). Предложено определять значение $K\Phi$ как функцию от МДС $I_{\text{пов}}$ и $I_{\text{я}}$:

$K\Phi = cI_{\text{пов}} + vI_{\text{я}} + K\Phi_{\text{ост}} = c(\alpha I_{\text{я}}) + vI_{\text{я}} + K\Phi_{\text{ост}} = (c\alpha + v)I_{\text{я}} + K\Phi_{\text{ост}}$, где $c = f(I_{\text{я}})$ и $v = f(I_{\text{я}})$ – зависимости, рассчитанные в соответствии с $K\Phi(I_{\text{я}})$ при полном поле и $\alpha = 0,5$ (вводятся в модель в табличной форме),

$K\Phi_{\text{ост}}$ – остаточный магнитный поток.

На рис. 6, а, для варианта ТЭП с шунтированием ПОВ приведены осциллограммы разгона трамвая с полной загрузкой до скорости 41 км/час ($0-t_2$) с последующим выбегом (t_2-t_3) и замедлением (торможением). При этом осциллограммы приведены для пары ДПТ, соединенных последовательно. Значение тока якоря задавалось максимальным 250 А. При этом интервал ($0-t_1$) соответствует разгону с полным полем, когда ток якоря постоянный и равен заданному значению – момент ДПТ тоже постоянный. На интервале (t_1-t_2) к ДПТ подведено полное напряжение и осуществляется ослабление поля при снижении тока ПОВ. На интервале (t_2-t_3) ДПТ отключается от сети, последующее торможение начинается с самовозбуждения машины с последующим переходом импульсного преобразователя цепи якоря в режим повышения напряжения с передачей энергии от ЭДС якоря в сеть.

На рис. 6, а, также приведена зависимость для мощности РШ, передаваемой от ПОВ в ДСН. За счет ограничения скорости нарастания задания тока якоря потери в шунтирующей цепи при пуске сведены к минимуму, но при ослаблении поля возникает задача утилизации энергии либо рассеивания ее на реостате.

При использовании схемы рис. 3 с независимым формированием тока ПОВ возможности ТЭП те же, но при несколько меньших потерях энергии ($P_{\text{к}}$) в ключах ИП ПОВ – рис. 6, б.

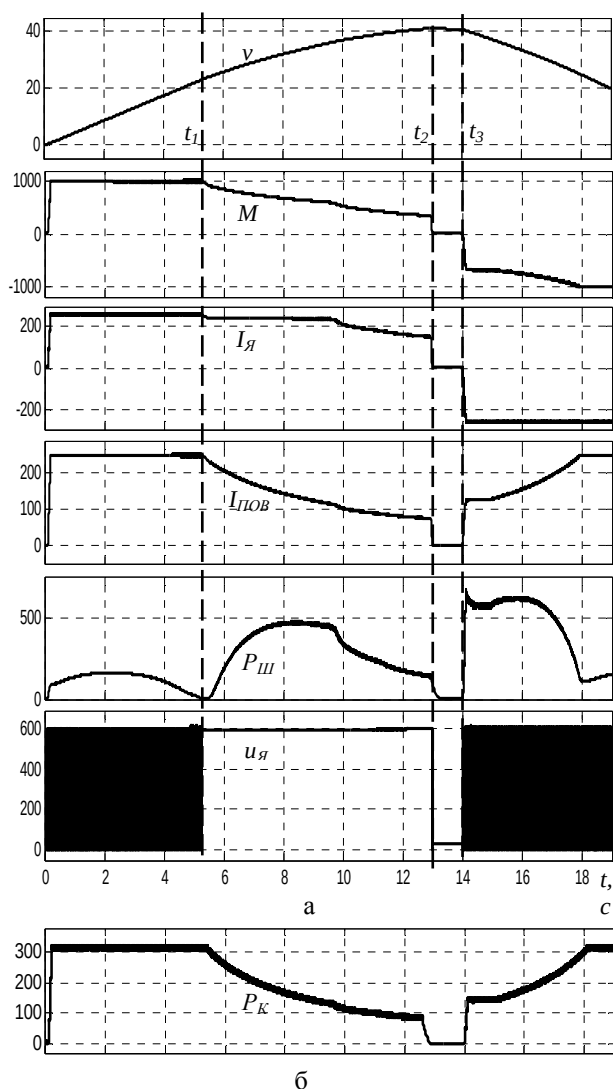


Рис. 6 – Осциллограмма пуска ТЭП с последующим торможением

Выводы. При одинаковых показателях регулирования наименьшие потери энергии в силовых цепях имеет схема на рис. 3, при условии утилизации энергии

шунтирования эффективно применение схемы на рис. 4. Минимальное количество дорогостоящих силовых транзисторов позволяет осуществить модернизацию трамвая при минимальных затратах непосредственно в депо. Дальнейшее направление исследований – оценка целесообразности утилизации энергии шунтирования.

Разработана структурная схема системы управления шунтирующим ключом, обеспечивающая формирование заданного значения тока ПОВ с использованием релейного регулятора тока.

Разработана модель вебер-амперной характеристики ДПТ типа ТЕ-022, которая формируется с учетом текущих значений токов ПОВ и якоря.

Установлена зависимость для определения коэффициента ослабления поля (тока) в функции заданного значения тока якоря и текущего значения скорости исходя из вебер-амперной характеристики ДПТ и предельного значения ЭДС якоря, обеспечивающая разгон и торможение ТЭП с заданным током якоря.

Список литературы: 1. Кривовяз В. Тяговый электропривод постоянного тока модернизированного трамвайного вагона «Татра – 3Е» / В. Кривовяз, П. Васильев, В. Маевский // Силовая электроника – 2007. – № 3. – С. 36-38. 2. Андрійченко В. П. Вдосконалення способу регулювання збудження тягових двигунів постійного струму / В. П. Андрійченко, С. О. Закурдай, І. О. Костенко // Східно-Європейський журнал передових технологій – 2014. – Випуск № 67, – С. 31-35. 3. Шав'олкін О. О. Перетворювальна техніка: навч. посібник / О. О. Шав'олкін, О. М. Наливайко. – Краматорськ: ДДМА, 2008. – 328 с. 4. Далека В. Х. Основи електричної тяги: навч. посібник / В. Х. Далека, П. М. Пушков, В. П. Андрійченко, Ю. В. Мінесва. – Х.: ХНАМГ, 2012. – 312 с. 5. Корягина Е. Е. Электрооборудование трамваев и троллейбусов / Е. Е. Корягина, О. А. Коськин. – М.: Транспорт, 1982. – 296 с.

Bibliography (transliterated): 1. Krivovjz V. Tjagovyj jelektroprivod postojannogo toka modernizirovannogo tramvajnoho vagona «Tatra – 3E». V. Krivovjz, P. Vasil'ev, V. Maevskij. Silovaja jelektronika. 2007. No 3. 36-38. Print. 2. Andriychenko V. P. Vdoskonalennya sposobu rehulyuvannya zbudzhennya tyahovykh dyvuhniv postynnoho strumu. V. P. Andriychenko, S. O. Zakurday, I. O. Kostenko. Skhidno-Yevropeys'kyj zhurnal передових tekhnolohij. 2014. No 67. 31-35. Print. 3. Shav'olkin O. O. Peretvoryuval'na tekhnika: navch. posibnyk. O. O. Shav'olkin, O. M. Nalyvayko. Kramators'k: DDMA, 2008. Print. 4. Daleka V. H. Osnovy elektrichnoyi tyahy: navch. posibnyk. V. H. Daleka, P. M. Pushkov, V. P. Andriychenko, Y. V. Minyeyeva. – Kharkov: KNAME, 2012. Print. 5. Korjagina E. E. Jelektrooborudovanie tramvaev i trolleybusov. E. E. Korjagina, O. A. Kos'kin. – Moscow: Transport, 1982. Print.

Поступила (received) 05.10.2015



Шав'олкін Олександр Олександрович – доктор технічних наук, професор, Харківський національний університет міського господарства імені А. Н. Бекетова, професор кафедри «Електричного транспорту»; тел.: (050) 972-06-29; e-mail: shavelkin57@mail.ru.

Shavelkin Aleksandr Alekseevich – Doctor of Technical Sciences, Full Professor, O. M. Beketov National University of Urban Economy in Kharkiv, Professor at the Department of Electric Transport; tel.: (050) 972-06-29; e-mail: shavelkin57@mail.ru.



Герасименко Виталий Анатольевич – Харківський національний університет міського господарства імені А. Н. Бекетова, асистент кафедри «Електричного транспорту»; тел.: (099) 388-30-28; e-mail: nrmg@ya.ru.

Gerasymenko Vitaliy Anatolevich – O. M. Beketov National University of Urban Economy in Kharkiv, Assistant at the Department of Electric Transport; tel.: (099) 388-30-28; e-mail: nrmg@ya.ru.



Кожемякин Сергей Михайлович – Национальный технический университет «Харьковский политехнический институт», старший преподаватель кафедры «Общая электротехника»; тел.: (095) 737-25-77; e-mail: s.kozhemyakin@mail.ru.

Kozhemyakin Sergei Mikhailovich – National Technical University "Kharkiv Polytechnic Institute", Senior Lecturer at the Department of General electrical engineering; tel.: (095) 737-25-77; e-mail: s.kozhemyakin@mail.ru.

ABSTRACTS

UDC 621.3

A technique for multiphysical analysis of coupled electromagnetic and thermal processes in induction cooker and heated dishes / M.G. Pantelyat, A.V. Trofimov // Bulletin of NTU "KhPI". Series: Problems of electrical machines and apparatus perfection. The theory and practice. – Kharkiv : NTU "KhPI", 2015. – No 42 (1151). – P. 3–7. – Bibliogr.: 4. – ISSN 2079-3944.

In the paper a technique for the multiphysics numerical analysis of coupled electromagnetic and thermal fields of the induction cooker and heated dishes in 2D formulation by the Finite Element Method is proposed. Temperature dependences of electrophysical and thermal properties of materials of considered structures as well as magnetic properties of soft magnetic materials are taken into account.

Keywords: induction cooker, electromagnetic field, thermal field, multiphysics, computer simulation, the Finite Element Method

UDC 621.311.1: 621.316.37

Development latch short-circuit for overhead power line voltage of 110 - 150 kV / P.G. Pleshkov, A.I. Kotysh, A.I. Sirikov // Bulletin of NTU "KhPI". Series: Problems of Electrical Machines and Apparatus Perfection. The Theory and Practice. – Kharkiv: NTU "KhPI", 2015. – №42 (1151). – P. 8-11. – Bibliogr.: 7. – ISSN 2079-3944.

Proposed a simple design of electromechanical latch short-circuit for overhead power line voltage of 110-150 kV. For the selected constructions shows a method of calculating its technical characteristics. Experimentally proved on the prototype suitability of the proposed methodology for engineering calculations.

Keywords: overhead power line, latch short-circuit, electrical network with branches.

UDC 621.313:536.2.24:539.2

Analysis of efficiency of multi section linear induction-dynamic accelerator with outer shield / V.F. Bolyukh, S.V. Oleksenko // Bulletin of NTU "KhPI". Series: Problems of Electrical Machines and Apparatus Perfection. The Theory and Practice. – Kharkiv: NTU "KhPI", 2015. – №42 (1151). – P. 12-18. – Bibliogr.: 20. – ISSN 2079-3944.

Developed the computer model of multi section linear induction-dynamic accelerator (LIDA) massive actuator, which takes into account the interconnected electromagnetic, mechanical and thermal processes. Synthesized the parameters of multi section LIDA for maximum efficiency with minimum magnetic leakage fields. Performed the analysis of multi section in the absence of the screen with the use of a ferromagnetic (FE) and the combined screen. The lowest speed provided LIDA without a screen, and the highest - when using FE. In LIDA without screen the level leakage fields is 1.6 times lower than in a single section accelerator with FE. In the presence of FE level leakage fields in LIDA reduced by 2.3 times, and in the presence of the combined screen – 7.2 times.

Keywords: linear induction-dynamic accelerator, multi section accelerator, electromagnetic, mechanical and thermal processes, ferromagnetic screen, combined screen.

UDC 621.313.2

Analysis of the constant power mode when adjusting the number of turns in the simulation model of switched reluctance motor / L.P. Galaiko // Bulletin of NTU "KhPI". Series: Problems of Electrical Machines and Apparatus Perfection. The Theory and Practice. – Kharkiv: NTU "KhPI", 2015. – №42 (1151). – P. 19-22. – Bibliogr.: 12. – ISSN 2079-3944.

The article deals with analysis of the impact of the law change control parameters on the character of transient processes in a mode of constant power of switched reluctance motor mine locomotive using models developed for the program Simulink software package Matlab. As the control parameters selected number of turns of the phase, angle of inclusion Θ_{on} and the angle Θ_{off} . The results of calculations on these models for the motor capacity of 27 kW and a rotation speed 1215 r / min. It is shown that with a constant number of turns with increasing speed in the range of 1: 3 angle Θ_{on} growing almost to the critical, deteriorating the shape of the phase current and increase torque ripple. After reducing by half the number of turns in the middle of the range dramatically reduced torque ripple, improve the shape of the current and reduce the angle Θ_{on} , thus expanding the range of speed control in this mode.

Keywords: switched reluctance motor, constant power mode, the model, the program Simulink, torque ripple.

UDC 621.313.2

Features reversible thyristor contactless synchronous rectifier machines depending on the control angle / A.M. Galynovskiy, E.A. Lenskaya // Bulletin of NTU "KhPI". Series: Problems of Electrical Machines and Apparatus Perfection. The Theory and Practice. – Kharkiv: NTU "KhPI", 2015. – №42 (1151). – P. 23-26. – Bibliogr.: 8. – ISSN 2079-3944.

Techniques for calculating the characteristics of reversible thyristor rectifier for contactless synchronous machines, depending on the angle of thyristor control, are presented. Calculation of the protective circuits of thyristor rectifier is held at a zero control angle following the method of calculation of diode rectifiers. Changing thyristor control angle from 0 to 90 degree does not increase the maximum stress voltage on the thyristor. Calculation models of thyristor rectifier is conducted in the circuit simulation in a quasi-steady or transient operating conditions. The calculation models rectifier in transient modes of operation are limited to the number of variables, the current numerical values are recorded in the memory of the program, the calculation is performed at a frequency thyristor control the lower frequency power supply rectifier. The results of calculation models rectifier diode and transistor should be used in the comparative analysis of contactless synchronous machines exiters.

Key words: brushless, synchronous, machine, rectifier, thyristor, angle, control.

UDC 536.7

Hydrogen cooling of high power turbogenerators / K.O. Kobzar, P.G. Gakal, O.O. Ovsianynkova // Bulletin of NTU "KhPI". Series: Problems of Electrical Machines and Apparatus Perfection. The Theory and Practice. – Kharkiv: NTU "KhPI", 2015. – №42 (1151). – P. 27-30. Bibliogr.: 8. – ISSN 2079-3944.

The use of hydrogen for cooling of high power machines has been substantiated. The relation for heat transfer coefficient between hydrogen and inner walls of the cooling channels in the conductors of the rotor winding that represents boundary conditions of the third kind is proposed. The methods used for the determining of the temperature of the rotor windings of a turbogenerator have been described. The results of the thermal tests of the generator 550 MW at idle and short-circuit that were carried out at the state enterprise Plant "Electrotyazhmash" are represented. The research of the thermal state of the rotor winding was carried out by finite element method. This method was realized in the computer Solid Works environment. The maximum temperature of the rotor winding at rated speed was 74,7 °C (347,7 K) according to test results. The comparison of the calculated data and test results shows that the difference is not more than 10%.

Key words: turbogenerator, rotor winding, the thermal state.

UDC 621.3

The control algorithm DC-DC converter device for field weakening / I. O. Kostenko, O. M. Petrenko // Bulletin of NTU "KhPI". Series: Problems of Electrical Machines and Apparatus Perfection. The Theory and Practice. – Kharkiv: NTU "KhPI", 2015. – №42 (1151). – C. 31-33. – Bibliogr.: 8. – ISSN 2079-3944.

In order to improve the energy efficiency of rolling stock and its characteristics are taken Various regulatory tools. In particular, improving

circuit design, the transition to pulse traction motor control system, the use of key semiconductor devices with lower internal losses, and so on. Field weakening mode traction engines is one of the main modes of the electric rolling stock. In the previous article, the authors were reviewed in detail to improve the system weakening of the field using DC-DC converter. Grounded all the advantages and disadvantages of this method of regulating the excitation DC machine, but not raised the question of control system, including the algorithm, respectively, which should be easing off. The article rozlyanuto structural and functional scheme of the system weakening control field. The following table of correspondences values and sensors DPHP DPRK and DPRK matching values and α ust. Conclusions on the results.

Key words: algorithm, DC-DC converter, the engine, the weakening field microcontroller

UDC 621.313.17

Electric drive dynamic performance providing based on a rolling rotor motor / H. V. Kulichenko, A. M. Masliennikov, V. A. Bahuta, O. O. Duniev // Bulletin of NTU "KhPI". Series: Problems of Electrical Machines and Apparatus Perfection. The Theory and Practice. – Kharkiv: NTU "KhPI", 2015. – № 42 (1151). – C. 34–38. – Bibliogr.: 7. – ISSN 2079-3944.

Main factors affecting the value of rolling rotor motor torque, taking into account the distribution of the magnetic induction in the air gap of the contact point of the rotor and stator are represented. Ways for increasing of rolling rotor motor torque to improve its dynamic performance are selected. The control scheme of rolling rotor motor windings switching with the usage of microprocessor coil current control are developed. An experimental research of rolling rotor motor control system with different modulation types and control pulses forms was carried out. That let to improve an electric drive dynamic and raise the rolling rotor motor torque on 18 %.

Key words: magnetic system, rolling rotor motor, control system, pulse width modulation.

UDC 621.313.8

Simulation of control axial flux permanent magnet generator / E. A. Monakhov, V. V. Chumack // Bulletin of NTU "KhPI". Series: Problems of Electrical Machines and Apparatus Perfection. The Theory and Practice. – Kharkiv: NTU "KhPI", 2015. – № 42 (1151). – C. 39–43. – Bibliogr.: 8. – ISSN 2079-3944.

This article gives analysis and comparison of control system and stabilization external characteristic of axial flux generator. A technical solution is proposed that allow to control and stabilize external characteristic in range from idle to rated mode. Also mathematic model was created in Matlab Simulink. This model allows to explore issues of stabilization and control output voltage of permanent magnet generator

Keywords: axial-flux, permanent magnet, stabilization, control.

UDC 621.313.333

Determination of frequency-controlled induction motor rotor's equivalent thermal circuit thermal resistance / A.N. Petrenko, V.P. Shajda, N.Ya. Petrenko // Bulletin of NTU "KhPI". Series: Problems of improvements electrical machinery and apparatus. Theory and practice. – Kharkiv: NTU "KhPI", 2015. – № 42 (1151). – P. 44-48. – Bibliogr.: 16. – ISSN 2079-3944.

The necessity of frequency-controlled induction motor study thermal state is determined by frequent failure of these motors due to overheating of the stator windings, especially in non-stationary modes. The determining method of frequency-controlled induction motor rotor's winding thermal resistance, which are part of the frequency-controlled induction motor equivalent thermal circuit dynamic parameters are detailed considered in the paper. The mathematical model obtained based on the given thermal equivalent circuit used for the frequency-controlled induction motor thermal state research. The efficiency and adequacy of the obtained frequency-controlled induction motor thermal state mathematical model are experimentally confirmed. The research results in previously published papers are detail considered [1-6]. The paper material complements these papers and makes it easier for induction motor design professionals to study and use the given method.

Keywords: frequency-guided asynchronous motor, thermal state of motor, method of equivalent thermal charts, thermal resistances of the rotor

UDC 621.313.821

Field-circuit mathematical model of permanent magnet generator for autonomous electric power system / V.V. Chumak, M.A. Kovalenko, A.I. Ponomarev // Bulletin of NTU "KhPI". Series: Problems of Electrical Machines and Apparatus Perfection. The Theory and Practice. – Kharkiv: NTU "KhPI", 2015. – № 42 (1151). – C. 49–54. – Bibliogr.: 9. – ISSN 2079-3944.

The analysis of existing mathematical models of synchronous generators to simulate their operating conditions and loads are performed. Developed two-dimensional field mathematical model of the synchronous generator with permanent magnets for autonomous power system. Based on the model calculated the external characteristics for different modes of operation of the generator and for the different characters of load: the pure active, active-inductive and capacitive ($\cos\varphi = 0.95$). The expediency of further research on the development of measures to stabilize the external characteristics. Model validity was proved by previous authors studies. This studies were carried out using manufactured permanent magnet generator with magnetization. Error is about 10% that is satisfactory due to the absence of input control of active materials.

Keywords: mathematical modeling, field-circuit mathematical model of synchronous generator, permanent magnets, induced EMF, type of the load.

UDC 621.313.322-81

Fixing the stator core in the buildings of modern turbine generators / O. Yu. Yurieva, S. V. Polomoshnov, E. V. Polomoshnov // Bulletin of NTU "KhPI". Series: Problems of improvements electrical machinery and apparatus. Theory and practice. – Kharkiv: NTU "KhPI", 2015. – № 42 (1151). – P. 55–59. – Bibliogr.: 5. – ISSN 2079-3944.

Analyzed and classified mount design stator core in the case of turbine generators produced at present in the world. Proved that necessity take additional structural elements fixing stator core in the turbine generators frame. Suspension system stator core is one of the busiest and most important structural elements of the stator. It establishes the stator core in the frame takes over core weight and alternating effort vibration of core, maintains the required core hardness. The characteristic of tough, elastic and spring suspensions is. A size unit power turbine generator makes use of a particular type of specific stator core in the frame. In turbo generators ranging from 6 to 165 MW connection to the stator core in the turbine generators frame made rigid suspension system using special tightening longitudinal prisms. That connection has the name "dovetail." Waist prism continuous and have a constant cross-section throughout. This system is simple and convenient in the preparation. Its use is limited to the inability to provide structural strength and vibration damping for large facilities. In turbo generators ranging from 200 to 500 MW special axial openings performed in tightening prisms. These openings reinforce dampening properties tightening prisms. This suspension is called elastic. To reduce the transmission of vibrations to the frame and foundation turbo generators in power from 200 to 350 MW design applied spring suspension mount core to the frame. Spring suspension is made of plate springs that are located in two mutually perpendicular planes. One of the main features four pole turbine generators is to reduce vibration 4–5 times. For this reason, mount the stator core to strictly carry out rigid without elastic suspension. Design features mounting stator core in the frame of turbo generators vary depending on enterprise/

Keywords: electrical engineering, turbine generator, vibration, rigid structure, elastic structure, spring suspension of the stator core.

UDC 621.311

Power transformer station 330/110 kV power lines in the presence of harmonics / O. G. Gryb, S. Y. Shevchenko, D. A. Gapon, Y. A. Sirotin, T. S. Ierusalimova, A. V. Diachenko // Bulletin of NTU "KhPI". Series: Problems of Electrical Machines and Apparatus Perfection. The Theory and Practice. – Kharkiv: NTU "KhPI", 2015. – № 42 (1151). – C. 59-61. – Bibliogr.: 7. – ISSN 2079-3944.

Disabling or damage to overhead power lines of high and extra-high voltage (power lines) caused by various reasons, among which is not the last place is occupied by both natural factors - the effects of lightning and birds or wind loads, icing and contamination of insulators in regions with unfavorable environmental conditions, and accidental or deliberate human actions on the damage to the outboard isolation.

Keywords: reliability, insulation, quality, power, voltage harmonics.

UDC 621.316.13

Optimal control of reactive load modes in conditions of asymmetry of voltage electricity distribution networks / M.S. Taranukha, R.V. Teliuta, V.V. Zinzura // Bulletin of NTU "KhPI". Series: Problems of Electrical Machines and Apparatus Perfection. The Theory and Practice. – Kharkiv: NTU "KhPI", 2015. – № 42 (1151). – P. 62-66. – Bibliogr.: 5. – ISSN 2079-3944

An approach to the management of modes of reactive loads electricity distribution networks with rated voltage of 6-10 kV through the use of symmetry-balancing settings. The block diagram of the automatic control mode of reactive power electricity distribution networks, which is based on solving the problem of multi-criteria optimization obtained by approaching the utopian point in space criteria. Holding computer simulation showed the advantages of the proposed system of automatic control over existing ones.

Keywords: automatic control system, the power distribution network reactive loads, voltage unbalance

UDC 621.313.333

Development and implementation indicator power consumption in the electrical distribution network / I. V. Khomenko // Bulletin of NTU "KhPI". Series: Problems of Electrical Machines and Apparatus Perfection. The Theory and Practice. – Kharkiv: NTU "KhPI", 2015. – № 42 (1151). – P. 67-70. – Bibliogr.: 3. – ISSN 2079-3944

The question of the implementation of effective controls electrical parameters of three-phase networks and major consumers of electricity. It is proposed to develop energy indicator parameters for three-phase ac circuits up to 1000 V, operating in continuous mode. The indicator is designed using modern components. The development is based on extensive use of mathematical tools, measuring instruments and innovative solutions forming diagnostic parameters.

Keywords: LED parameters power, active power, reactive power, CPU STM32.

UDC 629.56: 629.5.064

Aspects of the mathematical modelling of the elements for Western Systems Coordinating Council of combined propulsion complexes / O.V. Glazeva, V.V. Budashko // Bulletin of NTU "KhPI". Series: Problems of Electrical Machines and Apparatus Perfection. The Theory and Practice. – Kharkiv : NTU "KhPI", 2015. – № 42 (1151). – P. 71-75 – Bibliogr.: 11 – ISSN 2079-3944

On the basis of analysis of well-known mathematical models of elements of electric power systems has been proposed a method of improving the management system for the inverter power induction motor thruster Special Purpose Ship operating in dynamic positioning mode. Spectral analysis has been done using high voltage applications SP Tools environment MatLab/Simulink. The results can have a continuation of the developments in the field of intelligent control systems of frequency converter of thruster electric devices of ship power plants for combined propulsion complexes that provide stabilization of their parameters in different operating conditions, particularly in dynamic positioning mode, to achieve minimizing energy loss while improving the harmonic content of voltage.

Keywords: frequency converter, thruster, power plant, dynamic positioning, combined propulsion complex, harmonics.

UDC 621.316.7

Development and research of system of automatic control of electric traction / I. Savelenko // Bulletin of NTU "KhPI". Series: Problems of Electrical Machines and Apparatus Perfection. The Theory and Practice. – Kharkiv: NTU "KhPI", 2015. – № 42 (1151). – P. 76-79. – Bibliogr.: 7. – ISSN 2079-3944.

Were developed by structural schemes of automatic control system of traction electric drive based on a synchronous motor with permanent magnets, the use of which allows you to control the motion of electric contact locomotives, and explore quality of work of the proposed system by mathematical modeling in Simulink.

Keywords: automatic control system, latch short-circuit, electric contact locomotive, synchronous motor with permanent magnets.

UDC 621.313.3

Improving the energy performance of the electric traction drive for tram with DC motor with series excitation / A. A. Shavelkin, V. A. Gerasymenko, S. M. Kozhemyakin // Bulletin of NTU "KhPI". Series: Problems of Electrical Machines and Apparatus Perfection. The Theory and Practice. – Kharkiv: NTU "KhPI", 2015. – № 42 (1151). – P. 80-84. – Bibliogr.: 5. – ISSN 2079-3944.

Most part of the tram park of Ukraine uses energy-intensive traction electric drive with DC motors with series excitation with rheostat control. The purpose of work is development circuit design of the traction unit on the IGBT, ensures minimum power consumption and the cost of the modernization of trams that are not exhausted their resource. Objectives: reducing the number of power semiconductors in the scheme, the development of electric drive control system and the mathematical model of the electric drive with an improved model of the magnetic circuit of the motor and the full model of traction unit, which allows to investigate the currents, voltages and power losses in the circuit. The possibility of weakening of the field using a shunt converter on IGBT, which provides an opportunity to utilization energy extracted during bypass winding. Schemes converters with independent regulation of the excitation current and shunt field winding, which allows a minimum amount IGBT to reduce energy losses in the power circuits has to offer. Formation of the current of the armature winding and the field winding is carried current hysteretic controllers. Mathematical models of electric drive systems based on the proposed converter circuits have been developed. A Model Weber-ampere characteristic of the motor, which is formed according to the current values of the currents of the field winding and the armature, has to offer. The dependence for determining the extinction coefficient for the magnetic field as a function of the set point for the armature current and the current value of the speed on the basis of the Weber-ampere characteristic of the motor and the armature EMF limit has been established. Efficiency solutions are confirmed by simulation modeling. A further area of research is an assessment of the advisability energy recovery bypass.

Keywords: IGBT, traction electric drive, DC motor, field weakening, pulsed DC converter, urban electric transport.

РЕФЕРАТИ

УДК 621.3

Методика мультифізичного аналізу зв'язаних електромагнітних і теплових процесів в індукційній кухонній плиті та посуді, що нагрівається / М.Г. Пантелія, А.В. Трофімов // Вісник НТУ «ХП». Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика. – Х. : НТУ «ХП», 2015. – № 42 (1151). – С. 3–7. – Бібліогр.: 4 назв. – ISSN 2079-3944.

У роботі запропоновано методику мультифізичного чисельного аналізу розподілу зв'язаних електромагнітного та теплового полів індукційної кухонної плити та посуду, що нагрівається, у двовимірній постановці методом скінчених елементів. Враховуються залежності від температури електричних і теплофізичних властивостей матеріалів конструкцій, що розглядаються, а також магнітні властивості магнітом'яких матеріалів.

Ключові слова: індукційна кухонна плита, електромагнітне поле, теплове поле, мультифізика, комп'ютерне моделювання, метод скінчених елементів

УДК 621.311.1: 621.316.37

Розробка фіксатора коротких замикань для повітряних ліній електропередач напругою 110 – 150 кВ / П.Г. Плешков, А.І. Котич, О.І. Сіріков // Вісник НТУ «ХП». Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика. – Х. : НТУ «ХП», 2015. – № 42 (1151). – С. 8–11. – Бібліогр.: 7 назв. – ISSN 2079-3944.

Запропонована проста конструкція електромеханічного фіксатора короткого замикання для повітряних ліній електропередач напругою 110–150 кВ. Для обраної конструкції наведена методика розрахунку його технічних характеристик. Експериментально доведена на дослідному зразку придатність запропонованої методики для інженерних розрахунків.

Ключові слова: повітряна лінія електропередач, фіксатор коротких замикань, електрична мережа з відгалуженнями.

УДК 621.313:536.2.24:539.2

Параметричний синтез і аналіз ефективності багатосекційного лінійного індукційно-динамічного прискорювача із зовнішнім екраном / В.Ф. Болюх, С.В. Олексенко // Вісник НТУ «ХП». Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика. – Х. : НТУ «ХП», 2015. – № 42 (1151). – С. 12–18. – Бібліогр.: 20 назв. – ISSN 2079-3944.

Розроблена комп'ютерна модель багатосекційного лінійного індукційно-динамічного прискорювача (ЛІДП) масивного виконавчого елемента, яка враховує взаємопов'язані електромагнітні, механічні та теплові процеси. Синтезовані параметри багатосекційного ЛІДП, що забезпечують максимальну ефективність при мінімальному рівні магнітних полів розсіювання. Виконаний аналіз багатосекційних ЛІДП при відсутності екрану, з використанням феромагнітного (ФЕ) та комбінованого екрану. Найменша швидкість забезпечується ЛІДП без екрану, а найбільша – при використанні ФЕ. В ЛІДП без екрану рівень полів розсіювання в 1,6 рази нижче, ніж в односекційному прискорювачі з ФЕ. При наявності ФЕ рівень полів розсіювання в ЛІДП зменшується в 2,3 рази, а при наявності комбінованого екрану – в 7,2 рази.

Ключові слова: лінійний індукційно-динамічний прискорювач, багатосекційний ЛІДУ, електромагнітні, механічні та теплові процеси, феромагнітний і комбінований екрани.

УДК 621.313.2

Аналіз режиму постійної потужності при регулюванні числа витків в імітаційній моделі вентиляно-індукторного двигуна / Л.П. Галайко // Вісник НТУ «ХП». Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика. – Х. : НТУ «ХП», 2015. – № 42 (1151). – С. 19–22. – Бібліогр.: 12 назв. – ISSN 2079-3944.

В статті розглядається питання аналізу впливу закону зміни керуючих параметрів на характер перехідних процесів в режимі постійної потужності в вентиляно-індукторному двигуні рудничного електровоза за допомогою розроблених моделей для програми Simulink пакета програм Matlab. Були обрані наступні керуючі параметри: число витків фази, кут включення Θ_{on} та кут відключення Θ_{off} . Наведені результати розрахунків на цих моделях для двигуна потужністю 27 кВт і частотою обертів 1215 об/хв.

Ключові слова: вентиляно-індукторний двигун, режим постійної потужності, модель, програма Simulink, пульсації моменту.

УДК 621.313, УДК 621.314

Характеристики нереверсивних тиристорних випрямлячів безконтактних синхронних машин в залежності від кута управління / А.М. Галиновський, Е.А. Ленска // Вісник НТУ «ХП». Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика. – Х. : НТУ «ХП», 2015. – № 42 (1151). – С. 23–26. – Бібліогр.: 8 назв. – ISSN 2079-3944.

Приведені методики розрахунку характеристик нереверсивних тиристорних випрямлячів безконтактних синхронних машин залежно від кута управління тиристорами. Розрахунок моделей тиристорних випрямлячів проводиться в системі схемотехнічного моделювання в квазіусталених або перехідних режимах роботи. При розрахунку моделей випрямлячів в перехідних режимах роботи обмежується число величин, поточні числові значення яких записуються в оперативну пам'ять програми. Розрахунок проводиться при частоті управління тиристорами меншій частоті джерела живлення випрямляча.

Ключові слова: безконтактна, синхронна, машина, випрямляч, тиристор, кут, управління.

УДК 536.7

Охлаждение турбогенераторов большой мощности водородом / К.А. Кобзарь, П.Г. Гакал, Е.А. Овсянникова // Вісник НТУ «ХП». Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. – Х.: НТУ «ХП», 2015. – № 42 (1151). – С. 27–30. – Бібліогр.: 8 назв. – ISSN 2079-3944.

Обґрунтовано застосування водню для охолодження машин великої потужності. Запропоновано співвідношення для визначення коефіцієнта тепловіддачі між воднем і внутрішніми стінками охолоджуючих каналів у провідниках обмотки ротора, що представляє собою граничні умови III-го роду. Описано методики проведення випробувань, що дозволяють визначити температуру обмотки ротора турбогенератора. Представлені результати теплових випробувань генератора потужністю 550 МВт в режимі холостого ходу і короткого замикання, проведені на ДП Завод «Електроважмаш». Виконано дослідження теплового стану обмотки ротора методом кінцевих елементів.

Ключові слова: турбогенератор, ротор, обмотка, тепловий стан.

УДК 621.3

Алгоритм керування DC-DC перетворювачем для пристрою ослаблення поля / І. О. Костенко, О. М. Петренко // Вісник НТУ «ХП». Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. – Х.: НТУ «ХП», 2015. – № 42 (1151). – С. 31–33. – Бібліогр.: 8 назв. – ISSN 2079-3944.

Пропонується алгоритм керування DC-DC системою ослаблення поля тягових двигунів змішаного збудження. Наведені структурна схема DC-DC перетворювача та функціональна схема алгоритму керування. Задача виконується за допомогою мікроконтролера, а також ряду допоміжних датчиків, зокрема датчиків струму, температури, обертів, напруги, тощо. Система розглядається на прикладі тролейбусу ЗІУ-9 з резистивно-контакторною системою керування.

Ключові слова: алгоритм, DC-DC перетворювач, двигун, ослаблення поля, мікроконтролер

УДК 621.313.17

Забезпечення динамічних показників електроприводу на основі двигуна з ротором, що котиться / Г. В. Кулінченко, А. М. Масленников, В. А. Багута, А. А. Дунєв // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика. – 2015. – № 42 (1151). – С. 34–38. Бібліогр.: 7 назв. – ISSN 2079-3944.

Представлено основні фактори, що впливають на значення обертового моменту двигуна з ротором, що котиться. Розроблено структурну схему управління комутацією обмоток двигуна з ротором, що котиться із застосуванням мікроконтролера і регуляторів струму обмотки, що використовують широтно-імпульсну модуляцію імпульсів на основі сигналів зворотного зв'язку по струму. Створено макет мікроконтролерної системи управління двигуном і проведено експериментальні дослідження їх спільної роботи.

Ключові слова: магнітна система, двигун з ротором, що котиться, система управління, широтно-імпульсна модуляція.

УДК 621.313.8

Моделювання процесу управління торцевим магнітоелектричним генератором / Є. А. Монахов, В. В. Чумак // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика. – Харків : НТУ «ХПІ», 2015. – № 42 (1151). – С. 39–43. Бібліогр.: 8 назв. – ISSN 2079-3944.

У даній статті проведено аналіз та порівняння системи керування та стабілізації зовнішньої характеристики торцевого магнітоелектричного генератора. Запропоновано технічне рішення, яке дозволяє регулювати та стабілізувати зовнішню характеристику в діапазоні від неробочого ходу до номінального режиму роботи. Також створена математична модель в програмі Matlab Simulink, яка дозволяє дослідити питання стабілізації та керування вихідної напруги магнітоелектричного генератора.

Ключеві слова: торцевий генератор, магнітоелектричні, стабілізація, регулювання

УДК 621.313.333

Визначення теплових опорів ротора еквівалентної теплової схеми адаптованої для частотно-керованого асинхронного двигуна / О. М. Петренко, В. П. Шайда, М. Я. Петренко // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика. – Х. : НТУ «ХПІ», 2015. – № 42 (1151). – С. 44–48. – Бібліогр.: 16 назв. – ISSN 2079-3944

У статті докладно розглянуто методику визначення теплових опорів ротора частотно-керованого асинхронного двигуна (ЧУАД), які є частиною параметрів його еквівалентної теплової схеми. Математична модель, отримана на основі запропонованої еквівалентної теплової схеми, використовувалася для дослідження теплового стану ЧУАД. Результати досліджень докладно висвітлені в роботах [1-6] і підтверджені експериментально. Матеріал статті доповнює ці роботи і дозволяє полегшити освоєння і використання даної методики.

Ключові слова: частотно-керований асинхронний двигун, тепловий стан двигуна, метод еквівалентних теплових схем, теплові опори ротора

УДК 621.313.821

Цепе-польова математична модель генератора з постійними магнітами автономної енергоустановки / В. В. Чумак, М. А. Коваленко, А. І. Пономарьов // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика. – Харків : НТУ «ХПІ», 2015. – № 42 (1151). – С. 49–54. Бібліогр.: 9 назв. – ISSN 2079-3944.

Проведено аналіз існуючих математичних моделей синхронних генераторів для моделювання їх режимів роботи і навантаження. Розроблено двовимірну коло-польову математичну модель синхронного генератора з постійними магнітами автономної енергоустановки. На підставі моделі виконано розрахунок зовнішньої характеристики для різних режимів роботи генератора і для різних характеристик навантаження: чисто активного, активно-індуктивного та активно-ємнісного ($\cos\phi=0,95$). Показано доцільність подальших досліджень з розробки заходів для стабілізації зовнішньої характеристики.

Ключові слова: математичне моделювання, коло-польова математична модель, синхронний генератор, постійні магніти, індуктована ЕРС, характер навантаження.

УДК 621.313.322-81

Кріплення осердя статора в корпусах сучасних турбогенераторів / О. Ю. Юр'єва, С. В. Поломошнов, Є. В. Поломошнов // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика. – Х. : НТУ «ХПІ», 2015. – № 42 (1151). – С. 59–61. – Бібліогр.: 5 назв. – ISSN 2079-3944.

Проаналізовано та класифіковано конструкції кріплення осердя статора в корпусі турбогенераторів, що випускаються в теперішній час на світових підприємствах з турбогенераторобудування. Доведено необхідність застосування додаткових елементів в конструкції турбогенератора, а саме кріплення осердя статора в корпусі. Наведено характеристику жорсткої, еластичної та пружної підвісок. Величина одиначної потужності турбогенераторів обумовлює застосування конкретного типу кріплення осердя статора в корпусі. Особливості конструкції кріплення осердя статора в корпусі турбогенератора відрізняються в залежності від підприємства-виготовника.

Ключові слова: електромеханіка, турбогенератор, вібрація, жорстка конструкція, еластична конструкція, пружна підвіска осердя статора.

УДК 621.311

Живлення трансформаторної підстанції 330/110 кВ при наявності в лініях електропередач вищих гармонік / О. Г. Гриб, С. Ю. Шевченко, Д. А. Гапон, Ю. А. Сиротін, Т. С. Ієрусалимова, А. В. Дяченко // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика. – Х. : НТУ «ХПІ», 2015. – № 42 (1151). – С. 62–66. – Бібліогр.: 5 назв. – ISSN 2079-3944.

Відключення або пошкодження повітряних ліній високої і надвисокої напруги (ЛВЛ) викликається різними причинами, серед яких не останнє місце займають як природні фактори - вплив блискавок і птахів або вітрові навантаження, обмерзання і забруднення ізоляторів в регіонах з несприятливими екологічними умовами, так і випадкові або навмисні дії людини по пошкодженню підвісної ізоляції.

Ключові слова: надійність, ізоляція, якість, електроенергія, напруга, вищі гармоніки.

УДК 621.316.13

Оптимальне керування режимами реактивного навантаження за умов несиметрії напруг розподільчих електричних мереж / М. С. Тарануха, Р. В. Телюта, В. В. Зінзура // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика. – Х. : НТУ «ХПІ», 2015. – № 42 (1151). – С. 62–66. – Бібліогр.: 5 назв. – ISSN 2079-3944.

Запропоновано підхід до керування режимами реактивних навантажень розподільчих електричних мереж номінальною напругою 6-10 кВ шляхом використання симетро-компенсувальних установок. Розроблено структурну схему системи автоматичного керування режимами реактивної потужності розподільчих електричних мереж, яка базується на розв'язку задачі багатокритеріальної оптимізації знайденому методом наближення до оптимальної точки в просторі критеріїв. Проведене комп'ютерне моделювання показало перевагу запропонованої системи автоматичного керування над існуючими.

Ключові слова: система автоматичного керування, розподільчі електричні мережі, реактивні навантаження, несиметрія напруг

УДК 621.313.333

Розробка і впровадження індикатора параметрів енергоспоживання в розподільчих електричних мережах / І.В. Хоменко // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика. – Х. : НТУ «ХПІ», 2015. – № 42 (1151). – С. 67-70. – Бібліогр.: 3 назв. – ISSN 2079-3944.

Розглянуто питання реалізації ефективних засобів контролю електричних параметрів трифазної мережі та основних споживачів електричної енергії. Пропонується розробка індикатора параметрів енергоспоживання трифазних кіл змінного струму до 1000 В, що працює у безперервному режимі. Індикатор розроблений з використанням сучасної елементної бази. Розробка базується на широкому використанні математичного апарату, засобів вимірювальної техніки та нестандартних рішень формування діагностичних параметрів.

Ключові слова: індикатор параметрів енергоспоживання, активна потужність, реактивна потужність, центральний процесор STM32.

УДК 629.56: 629.5.064

Аспекти математичного моделювання елементів єдиних електроенергетичних установок комбінованих пропульсивних комплексів / О. В. Глазєва, В. В. Бодашко // Вісник НТУ «ХПІ». Тематичний випуск «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії». – Харків : НТУ «ХПІ», 2015. – № 42 (1151) – С. 71-75. – Бібліогр.: 11 назв. – ISSN 2079-3944.

На основі аналізу відомих математичних моделей елементів електроенергетичних систем було запропоновано метод удосконалення системи управління перетворювачем частоти для живлення асинхронного двигуна підрулюючого пристрою судна спеціального призначення, працюючого у режимі динамічного позиціонування. Було зроблено спектральний аналіз високої напруги за допомогою програми SP Tools середовища MatLab/Simulink. Отримані результати можуть бути продовженням розробок в області створення інтелектуальних систем управління електроприводами частотних перетворювачів суднових енергетичних установок комбінованих пропульсивних комплексів, що забезпечують стабілізацію їх параметрів в різних експлуатаційних умовах, зокрема в режимі динамічного позиціонування, для досягнення мінімізації втрат енергії з одночасним поліпшенням гармонійного складу напруги.

Ключові слова: перетворювач частоти, підрулюючий пристрій, енергетична установка, динамічне позиціонування, комбінований пропульсивний комплекс, гармоніки.

УДК 621.316.7

Розробка та дослідження роботи системи автоматичного керування тяговим електроприводом / І. В. Савеленко // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика. – Х. : НТУ «ХПІ», 2015. – № 42 (1151). – С. 76-79. – Бібліогр.: 7 назв. – ISSN 2079-3944.

Розроблено структурну схему системи автоматичного керування тяговим електроприводом на основі синхронного двигуна з постійними магнітами, застосування якої дозволяє керувати рухом контактних електровозів, а також досліджено якість роботи запропонованої системи шляхом математичного моделювання в середовищі Simulink.

Ключові слова: система автоматичного керування, релейні регулятори, контактні електровози, синхронні двигуни з постійними магнітами.

УДК 621.313.3

Поліпшення енергетичних показників тягового електропривода трамвая з двигуном постійного струму послідовного збудження / О. О. Шавьолькин, В. А. Герасименко, С. М. Кожемякин // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика. – Х. : НТУ «ХПІ», 2015. – № 42 (1151). – С. 80-84. – Бібліогр.: 5 назв. – ISSN 2079-3944.

Проаналізовано існуючі технічні рішення з модернізації тягового електроприводу трамвая з двигуном постійного струму послідовного збудження. Досліджено ослаблення поля двигуна шунтуванням обмотки збудження перетворювачем на IGBT з можливістю утилізації енергії. Запропоновано схеми тягових перетворювачів з шунтуванням і незалежним вмиканням послідовної обмотки збудження, що дозволяють знизити втрати енергії в силових колах, працездатність їх підтверджено математичним моделюванням.

Ключові слова: IGBT, тяговий електропривод, двигун постійного струму, ослаблення поля, імпульсний перетворювач постійної напруги, міський електротранспорт.

РЕФЕРАТЫ

УДК 621.3

Методика мультифизического анализа связанных электромагнитных и тепловых процессов в индукционной кухонной плите и нагреваемой посуде / М.Г. Пантелют, А.В. Трофимов // Вісник НТУ «ХП». Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика. – Х. : НТУ «ХП», 2015. – № 42 (1151). – С. 3–7. – Бібліогр.: 4 назв. – ISSN 2079-3944.

В работе предложена методика мультифизического численного анализа распределения связанных электромагнитного и теплового поля индукционной кухонной плиты и нагреваемой посуды в двумерной постановке методом конечных элементов. Учитываются зависимости от температуры электрофизических и теплофизических свойств материалов рассматриваемых конструкций, а также магнитные свойства магнитомягких материалов.

Ключевые слова: индукционная кухонная плита, электромагнитное поле, тепловое поле, мультифизика, компьютерное моделирование, метод конечных элементов

УДК 621.311.1: 621.316.37

Разработка фиксатора коротких замыканий для воздушных линий электропередач напряжением 110 – 150 кВ / П.Г. Плешков, А.И. Котыш, А.И. Сириков // Вісник НТУ «ХП». Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика. – Х. : НТУ «ХП», 2015. – № 42 (1151). – С. 8-11. – Бібліогр.: 7 назв. – ISSN 2079-3944.

Предложена простая конструкция электромеханического фиксатора короткого замыкания для воздушных линий электропередач напряжением 110-150 кВ. Для выбранной конструкции приведена методика расчета его технических характеристик. Экспериментально доказана на опытно образце пригодность предложенной методики для инженерных расчетов.

Ключевые слова: воздушная линия электропередач, фиксатор коротких замыканий, электрическая сеть с ответвлениями.

УДК 621.313:536.2.24:539.2

Параметрический синтез и анализ эффективности многосекционного линейного индукционно-динамического ускорителя с внешним экраном / В.Ф. Болюх, С.В. Олексенко // Вісник НТУ «ХП». Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика. – Х. : НТУ «ХП», 2015. – № 42 (1151). – С. 12-18. – Бібліогр.: 20 назв. – ISSN 2079-3944.

Разработана компьютерная модель многосекционного линейного индукционно-динамического ускорителя (ЛИДУ) массивного исполнительного элемента, которая учитывает взаимосвязанные электромагнитные, механические и тепловые процессы. Синтезированы параметры многосекционного ЛИДУ, обеспечивающего максимальную эффективность при минимальном уровне магнитных полей рассеяния. Проведен анализ многосекционных ЛИДУ при отсутствии экрана, с использованием ферромагнитного (ФЭ) и комбинированного экрана. Наименьшая скорость обеспечивается ЛИДУ без экрана, а наибольшая – при использовании ФЭ. В ЛИДУ без экрана уровень полей рассеяния в 1,6 раза ниже, чем в односекционном ускорителе с ФЭ. При наличии ФЭ уровень полей рассеяния в ЛИДУ уменьшается в 2,3 раза, а при наличии комбинированного экрана – в 7,2 раза.

Ключевые слова: линейный индукционно-динамический ускоритель, многосекционный ЛИДУ, электромагнитные, механические и тепловые процессы, ферромагнитный и комбинированный экраны.

УДК 621.313.2

Анализ режима постоянства мощности при регулировании числа витков в имитационной модели вентильно-индукторного двигателя / Л.П. Галайко // Вісник НТУ «ХП». Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика. – Х. : НТУ «ХП», 2015. – № 42 (1151). – С. 19-22. – Бібліогр.: 12 назв. – ISSN 2079-3944.

В статье рассматривается вопрос анализа влияния закона изменения управляющих параметров на характер переходных процессов в режиме постоянства мощности в вентильно-индукторном двигателе рудничного электровоза с помощью разработанных моделей для программы Simulink пакета программ Matlab. В качестве управляющих параметров выбраны число витков фазы, угол включения Θ_{on} и угол отключения Θ_{off} . Приведены результаты расчетов на этих моделях для двигателя мощностью 27 кВт и частотой вращения 1215 об/мин.

Ключевые слова: вентильно-индукторный двигатель, режим постоянства мощности, модель, программа Simulink, пульсации момента.

УДК 621.313.2

Характеристики непереворсивных тиристорных выпрямителей бесконтактных синхронных машин в зависимости от угла управления / А.М. Галиновский, Е.А. Ленская // Вісник НТУ «ХП». Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика. – Х. : НТУ «ХП», 2015. – № 42 (1151). – С. 23-26. – Бібліогр.: 8 назв. – ISSN 2079-3944.

Приведены методики расчета характеристик непереворсивных тиристорных выпрямителей бесконтактных синхронных машин в зависимости от угла управления тиристорами. Расчет защитных цепей тиристорных выпрямителей проводится при угле управления $\alpha_u = 00$ аналогично методике расчета диодных выпрямителей. Изменение угла управления тиристорами от 00 до 900 не приводит к увеличению наибольшего напряжения на тиристорах. Расчет моделей тиристорных выпрямителей проводится в системе схемотехнического моделирования в квазиустановившихся или переходных режимах работы. При расчете моделей выпрямителей в переходных режимах работы ограничивается число величин, текущие числовые значения которых записываются в оперативную память программы, расчет проводится при частоте управления тиристорами меньшей частоты источника питания выпрямителя. Результаты расчета моделей диодных и тиристорных выпрямителей целесообразно использовать при сопоставительном анализе возбудителей бесконтактных синхронных машин.

Ключевые слова: бесконтактная, синхронная, машина, выпрямитель, тиристор, угол, управление.

УДК 536.7

Охлаждение турбогенераторов большой мощности водородом / К.А. Кобзарь, П.Г. Гакал, Е.А. Овсянникова // Вісник НТУ «ХП». Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика. – Х. : НТУ «ХП», 2015. – № 42 (1151). – С. 27-30. – Бібліогр.: 8 назв. – ISSN 2079-3944.

Обосновано применение водорода для охлаждения машин большой мощности. Предложено соотношение для определения коэффициента теплоотдачи между водородом и внутренними стенками охлаждающих каналов в проводниках обмотки ротора, представляющее собой граничные условия III-го рода. Описаны методики проведения испытаний, позволяющие определить температуру обмотки ротора турбогенератора. Представлены результаты тепловых испытаний генератора мощностью 550 МВт в режиме холостого хода и короткого замыкания, проведенные на ГП Завод «Электротяжмаш». Выполнено исследование теплового состояния обмотки ротора методом конечных элементов.

Ключевые слова: турбогенератор, ротор, обмотка, тепловой стан.

УДК 621.3

Алгоритм управления DC-DC преобразователем для устройства ослабления поля / И. О. Костенко, О. М. Петренко // Вісник НТУ «ХП». Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. – Х.: НТУ «ХП», 2015. – № 42 (1151). – С. 31-33. – Бібліогр.: 8 назв. – ISSN 2079-3944.

Пропонується алгоритм керування DC-DC системою ослаблення поля тягових двигунів змішаного збудження. Наведені структурна схема DC-DC перетворювача та функціональна схема алгоритму керування. Задача виконується за допомогою мікроконтролера, а також ряду допоміжних датчиків, зокрема датчиків струму, температури, обертів, напруги, тощо. Система розглядається на прикладі тролейбусу ЗІУ-9 з резистивно-контакторною системою керування.

Ключові слова: алгоритм, DC-DC перетворювач, двигун, ослаблення поля, мікроконтролер

УДК 621.313.17

Обеспечение динамических показателей электропривода на основе двигателя с катящимся ротором / Г. В. Кулинченко, А. М. Маслеников, В. А. Багута, А. А. Дунев // Вісник НТУ «ХП». Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика. – 2015. – № 42 (1151). – С. 34–38. Бібліогр.: 7 назв. – ISSN 2079-3944.

Представлены основные факторы, влияющие на значение вращающего момента двигателя с катящимся ротором. Разработана структурная схема управления коммутацией обмоток двигателя с катящимся ротором с применением микроконтроллера и регуляторов тока обмотки, использующие широтно-импульсную модуляцию импульсов на основе сигналов обратной связи по току. Создан макет микроконтроллерной системы управления двигателем и проведены экспериментальные исследования их совместной работы.

Ключевые слова: магнитная система, двигатель с катящимся ротором, система управления, широтно-импульсная модуляция.

УДК 621.313.8

Моделирование процесса управления торцевым магнитоэлектрическим генератором/ Е. А. Монахов, В. В. Чумак // Вісник НТУ «ХП». Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика. – Х. : НТУ «ХП», 2015. – № 42 (1151). – С. 39–43. Бібліогр.: 8 назв. – ISSN 2079-3944.

В данной статье проведен анализ и сравнение системы управления и стабилизации внешней характеристики торцевого магнитоэлектрического генератора. Предложено техническое решение, позволяющее регулировать и стабилизировать внешнюю характеристику от холостого хода до номинального режима работы. Также создана математическая модель в среде Matlab Simulink, позволяющая исследовать вопросы стабилизации и регулирования выходного напряжения магнитоэлектрического генератора.

Ключевые слова: торцевой генератор, магнитоэлектрические, стабилизация, регулирование

УДК 621.313.333

Определение тепловых сопротивлений ротора эквивалентной тепловой схемы адаптированной для частотно-управляемого асинхронного двигателя / А.Н. Петренко, В.П. Шайда, Н.Я. Петренко // Вісник НТУ «ХП». Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика. – Х. : НТУ «ХП», 2015. – № 42 (1151) – С. 44–48. – Бібліогр.: 16 назв. – ISSN 2079-3944.

В статье подробно рассмотрена методика определения тепловых сопротивлений ротора частотно-управляемого асинхронного двигателя (ЧУАД), которые являются частью параметров его эквивалентной тепловой схемы. Математическая модель, полученная на основе предложенной эквивалентной тепловой схемы, использовалась для исследования теплового состояния ЧУАД. Результаты исследований подробно освещены в работах [1–6] и подтверждены экспериментально. Материал статьи дополняет эти работы и позволяет облегчить освоение и использование данной методики.

Ключевые слова: частотно-управляемый асинхронный двигатель, тепловое состояние двигателя, метод эквивалентных тепловых схем, тепловые сопротивления ротора.

УДК 621.313.821

Цепе-полевая математическая модель генератора с постоянными магнитами автономной энергоустановки / В.В. Чумак, М.А. Коваленко, А.И. Пономарев // Вісник НТУ «ХП». Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика. – Х. : НТУ «ХП», 2015. – № 42 (1151). – С. 49–54. Бібліогр.: 9 назв. – ISSN 2079-3944.

Произведен анализ существующих математических моделей синхронных генераторов для моделирования их режимов работы и нагрузки. Разработано двухмерную цепе-полевую математическую модель синхронного генератора с постоянными магнитами автономной энергоустановки. На основании модели произведен расчет внешней характеристики для различных режимов работы генератора и для различных характеров нагрузки: чисто активного, активно-индуктивного и активно-емкостного ($\cos\varphi=0.95$). Показана целесообразность дальнейших исследований по разработке мер для стабилизации внешней характеристики.

Ключевые слова: математическое моделирование, цепе-полевая математическая модель, синхронный генератор, постоянные магниты, индуцированная ЭДС, характер нагрузки.

УДК 621.313.322-81

Крепление сердечника статора в корпусах современных турбогенераторов / Е. Ю. Юрьева, С. В. Поломошнов, Е. В. Поломошнов // Вісник НТУ «ХП». Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика. – Х. : НТУ «ХП», 2015. – № 42 (1151). – С. 59–61. – Бібліогр.: 7 назв. – ISSN 2079-3944.

Проанализированы и классифицированы конструкции крепления сердечника статора в корпусе турбогенератора, выпускающихся в настоящее время на мировых предприятиях по турбогенераторостроению. Обоснована необходимость применения дополнительных элементов в конструкции турбогенератора, а именно крепления сердечника статора в корпусе. Приведена характеристика жесткой, эластичной и упругой подвесок. Величина единичной мощности турбогенераторов обуславливает применение конкретного типа крепления сердечника статора в корпусе. Особенности конструкции крепления сердечника статора в корпусе турбогенератора отличаются в зависимости от предприятия-изготовителя.

Ключевые слова: электромеханика, турбогенератор, вибрация, жесткая конструкция, эластичная конструкция, упругая подвеска сердечника статора

УДК 621.311

Питание трансформаторной подстанции 330/110 кВ при наличии в линиях электропередач высших гармоник / О. Г. Гриб, С. Ю. Шевченко, Д. А. Гапон, Ю. А. Сиротин, Т. С. Иерусалимова, А. В. Дяченко // Вісник НТУ «ХП». Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика. – Х. : НТУ «ХП», 2015. – № 42 (1151). – С. 62–66. – Бібліогр.: 5 назв. – ISSN 2079-3944.

Отключение или повреждение воздушных линий высокого и сверхвысокого напряжения (ЛЭП) вызывается разными причинами, среди которых не последнее место занимают как природные факторы - воздействие молний и птиц или ветровые нагрузки, обледенение и загрязнение изоляторов в регионах с неблагоприятными экологическими условиями, так и случайные или преднамеренные действия человека по повреждению подвесной изоляции.

Ключевые слова: надежность, изоляция, качество, электроэнергия, напряжение, высшие гармоники.

УДК 621.316.13

Оптимальное управление режимами реактивной нагрузки в условиях несимметрии напряжений распределительных электрических сетей / М.С. Тарануха, Р.В. Телюта, В.В. Зинзура // Вісник НТУ «ХП». Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика. – Х. : НТУ «ХП», 2015. – № 42 (1151). – С. 62–66. – Библіогр.: 5 назв. – ISSN 2079-3944.

Предложен подход к управлению режимами реактивных нагрузок распределительных электрических сетей номинальным напряжением 6-10 кВ путем использования симметро-компенсирующих установок. Разработана структурная схема системы автоматического управления режимами реактивной мощности распределительных электрических сетей, которая базируется на решении задачи многокритериальной оптимизации полученным методом приближения к утопической точке в пространстве критериев. Проведенное компьютерное моделирование показало преимущества предложенной системы автоматического управления над существующими.

Ключевые слова: система автоматического управления, распределительные электрические сети, реактивные нагрузки, несимметрия напряжений

УДК 621.316.13

Разработка и внедрение индикатора параметров энергопотребления в распределительных электрических сетях / И. В. Хоменко // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика. – Х. : НТУ «ХПІ», 2015. – № 42 (1151). – С. 67-70. – Бібліогр.: 3 назв. – ISSN 2079-3944.

Рассмотрены вопросы реализации эффективных средств контроля электрических параметров трехфазной сети и основных потребителей электрической энергии. Предлагается разработка индикатора параметров энергопотребления трехфазных цепей переменного тока до 1000 В, работающий в непрерывном режиме. Индикатор разработан с использованием современной элементной базы. Разработка базируется на широком использовании математического аппарата, средств измерительной техники и нестандартных решений формирования диагностических параметров.

Ключевые слова: индикатор параметров энергопотребления, активная мощность, реактивная мощность, центральный процессор STM32.

УДК 629.56: 629.5.064

Аспекты математического моделирования элементов единых электроэнергетических установок комбинированных пропульсивных комплексов / О. В. Глазсва, В. В. Будашко // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика. – Х. : НТУ «ХПІ», 2015. – № 42 (1151) – С.71-75. – Бібліогр.: 11 назв. – ISSN 2079-3944

На основе анализа известных математических моделей элементов электроэнергетических систем был предложен метод усовершенствования системы управления преобразователем частоты для питания асинхронного двигателя подруливающего устройства судна специального назначения, работающего в режиме динамического позиционирования. Был сделан спектральный анализ высокого напряжения с помощью приложения SP Tools среды MatLab/Simulink. Полученные результаты могут быть продолжением разработок в области создания интеллектуальных систем управления электроприводами частотных преобразователей судовых энергетических установок комбинированных пропульсивных комплексов, обеспечивающих стабилизацию их параметров в различных эксплуатационных условиях, в частности в режиме динамического позиционирования, для достижения минимизации потерь энергии с одновременным улучшением гармонического состава напряжения.

Ключевые слова: преобразователь частоты, подруливающее устройство, энергетическая установка, динамическое позиционирование, комбинированный пропульсивный комплекс, гармоника.

УДК 621.316.7

Разработка и исследование работы системы автоматического управления тяговым электроприводом / И.В. Савеленко // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика. – Х. : НТУ «ХПІ», 2015. – № 42 (1151). – С. 76-79. - Бібліогр.: 7 назв. - ISSN 2079-3944.

Разработана структурная схема системы автоматического управления тяговым электроприводом на основе синхронного двигателя с постоянными магнитами, применение которой позволяет управлять движением контактных электровозов, а также исследовано качество работы предложенной системы путем математического моделирования в среде Simulink.

Ключевые слова: система автоматического управления, релейные регуляторы, контактные электровозы, синхронные двигатели с постоянными магнитами.

УДК 621.313.3

Улучшение энергетических показателей тягового электропривода трамвая с двигателем постоянного тока последовательного возбуждения / А. А. Шавёлкин, В. А. Герасименко, С. М. Кожемякин // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика. – Х. : НТУ «ХПІ», 2015. – № 42 (1151). – С. 80-84. - Бібліогр.: 5 назв. - ISSN 2079-3944.

Проанализированы существующие технические решения по модернизации тягового электропривода трамвая с двигателем постоянного тока последовательного возбуждения. Исследовано ослабление поля двигателя шунтированием обмотки возбуждения преобразователем на IGBT с возможностью утилизации энергии. Предложены схемы тяговых преобразователей с шунтированием и независимым включением последовательной обмотки возбуждения, позволяющие снизить потери энергии в силовых цепях, работоспособность их подтверждена математическим моделированием.

Ключевые слова: IGBT, тяговый электропривод, двигатель постоянного тока, ослабление поля, импульсный преобразователь постоянного напряжения, городской электротранспорт.

ABSTRACTS

UDC 621.3

A technique for multiphysical analysis of coupled electromagnetic and thermal processes in induction cooker and heated dishes / M.G. Pantelyat, A.V. Trofimov // Bulletin of NTU "KhPI". Series: Problems of electrical machines and apparatus perfection. The theory and practice. – Kharkiv : NTU "KhPI", 2015. – No 42 (1151). – P. 3–7. – Bibliogr.: 4. – ISSN 2079-3944.

In the paper a technique for the multiphysics numerical analysis of coupled electromagnetic and thermal fields of the induction cooker and heated dishes in 2D formulation by the Finite Element Method is proposed. Temperature dependences of electrophysical and thermal properties of materials of considered structures as well as magnetic properties of soft magnetic materials are taken into account.

Keywords: induction cooker, electromagnetic field, thermal field, multiphysics, computer simulation, the Finite Element Method

UDC 621.311.1: 621.316.37

Development latch short-circuit for overhead power line voltage of 110 - 150 kV / P.G. Pleshkov, A.I. Kotysh, A.I. Sirikov // Bulletin of NTU "KhPI". Series: Problems of Electrical Machines and Apparatus Perfection. The Theory and Practice. – Kharkiv: NTU "KhPI", 2015. – №42 (1151). – P. 8-11. – Bibliogr.: 7. – ISSN 2079-3944.

Proposed a simple design of electromechanical latch short-circuit for overhead power line voltage of 110-150 kV. For the selected constructions shows a method of calculating its technical characteristics. Experimentally proved on the prototype suitability of the proposed methodology for engineering calculations.

Keywords: overhead power line, latch short-circuit, electrical network with branches.

UDC 621.313:536.2.24:539.2

Analysis of efficiency of multi section linear induction-dynamic accelerator with outer shield / V.F. Bolyukh, S.V. Oleksenko // Bulletin of NTU "KhPI". Series: Problems of Electrical Machines and Apparatus Perfection. The Theory and Practice. – Kharkiv: NTU "KhPI", 2015. – №42 (1151). – P. 12-18. – Bibliogr.: 20. – ISSN 2079-3944.

Developed the computer model of multi section linear induction-dynamic accelerator (LIDA) massive actuator, which takes into account the interconnected electromagnetic, mechanical and thermal processes. Synthesized the parameters of multi section LIDA for maximum efficiency with minimum magnetic leakage fields. Performed the analysis of multi section in the absence of the screen with the use of a ferromagnetic (FE) and the combined screen. The lowest speed provided LIDA without a screen, and the highest - when using FE. In LIDA without screen the level leakage fields is 1.6 times lower than in a single section accelerator with FE. In the presence of FE level leakage fields in LIDA reduced by 2.3 times, and in the presence of the combined screen – 7.2 times.

Keywords: linear induction-dynamic accelerator, multi section accelerator, electromagnetic, mechanical and thermal processes, ferromagnetic screen, combined screen.

UDC 621.313.2

Analysis of the constant power mode when adjusting the number of turns in the simulation model of switched reluctance motor / L.P. Galaiko // Bulletin of NTU "KhPI". Series: Problems of Electrical Machines and Apparatus Perfection. The Theory and Practice. – Kharkiv: NTU "KhPI", 2015. – №42 (1151). – P. 19-22. – Bibliogr.: 12. – ISSN 2079-3944.

The article deals with analysis of the impact of the law change control parameters on the character of transient processes in a mode of constant power of switched reluctance motor mine locomotive using models developed for the program Simulink software package Matlab. As the control parameters selected number of turns of the phase, angle of inclusion Θ_{on} and the angle Θ_{off} . The results of calculations on these models for the motor capacity of 27 kW and a rotation speed 1215 r / min. It is shown that with a constant number of turns with increasing speed in the range of 1: 3 angle Θ_{on} growing almost to the critical, deteriorating the shape of the phase current and increase torque ripple. After reducing by half the number of turns in the middle of the range dramatically reduced torque ripple, improve the shape of the current and reduce the angle Θ_{on} , thus expanding the range of speed control in this mode.

Keywords: switched reluctance motor, constant power mode, the model, the program Simulink, torque ripple.

UDC 621.313.2

Features reversible thyristor contactless synchronous rectifier machines depending on the control angle / A.M. Galynovskiy, E.A. Lenskaya // Bulletin of NTU "KhPI". Series: Problems of Electrical Machines and Apparatus Perfection. The Theory and Practice. – Kharkiv: NTU "KhPI", 2015. – №42 (1151). – P. 23-26. – Bibliogr.: 8. – ISSN 2079-3944.

Techniques for calculating the characteristics of reversible thyristor rectifier for contactless synchronous machines, depending on the angle of thyristor control, are presented. Calculation of the protective circuits of thyristor rectifier is held at a zero control angle following the method of calculation of diode rectifiers. Changing thyristor control angle from 0 to 90 degree does not increase the maximum stress voltage on the thyristor. Calculation models of thyristor rectifier is conducted in the circuit simulation in a quasi-steady or transient operating conditions. The calculation models rectifier in transient modes of operation are limited to the number of variables, the current numerical values are recorded in the memory of the program, the calculation is performed at a frequency thyristor control the lower frequency power supply rectifier. The results of calculation models rectifier diode and transistor should be used in the comparative analysis of contactless synchronous machines exiters.

Key words: brushless, synchronous, machine, rectifier, thyristor, angle, control.

UDC 536.7

Hydrogen cooling of high power turbogenerators / K.O. Kobzar, P.G. Gakal, O.O. Ovsianynkova // Bulletin of NTU "KhPI". Series: Problems of Electrical Machines and Apparatus Perfection. The Theory and Practice. – Kharkiv: NTU "KhPI", 2015. – №42 (1151). – P. 27-30. Bibliogr.: 8. – ISSN 2079-3944.

The use of hydrogen for cooling of high power machines has been substantiated. The relation for heat transfer coefficient between hydrogen and inner walls of the cooling channels in the conductors of the rotor winding that represents boundary conditions of the third kind is proposed. The methods used for the determining of the temperature of the rotor windings of a turbogenerator have been described. The results of the thermal tests of the generator 550 MW at idle and short-circuit that were carried out at the state enterprise Plant "Electrotyazhmash" are represented. The research of the thermal state of the rotor winding was carried out by finite element method. This method was realized in the computer Solid Works environment. The maximum temperature of the rotor winding at rated speed was 74,7 °C (347,7 K) according to test results. The comparison of the calculated data and test results shows that the difference is not more than 10%.

Key words: turbogenerator, rotor winding, the thermal state.

UDC 621.3

The control algorithm DC-DC converter device for field weakening / I. O. Kostenko, O. M. Petrenko // Bulletin of NTU "KhPI". Series: Problems of Electrical Machines and Apparatus Perfection. The Theory and Practice. – Kharkiv: NTU "KhPI", 2015. – №42 (1151). – C. 31-33. – Bibliogr.: 8. – ISSN 2079-3944.

In order to improve the energy efficiency of rolling stock and its characteristics are taken Various regulatory tools. In particular, improving

circuit design, the transition to pulse traction motor control system, the use of key semiconductor devices with lower internal losses, and so on. Field weakening mode traction engines is one of the main modes of the electric rolling stock. In the previous article, the authors were reviewed in detail to improve the system weakening of the field using DC-DC converter. Grounded all the advantages and disadvantages of this method of regulating the excitation DC machine, but not raised the question of control system, including the algorithm, respectively, which should be easing off. The article rozlyanuto structural and functional scheme of the system weakening control field. The following table of correspondences values and sensors DPHP DPRK and DPRK matching values and α ust. Conclusions on the results.

Key words: algorithm, DC-DC converter, the engine, the weakening field microcontroller

UDC 621.313.17

Electric drive dynamic performance providing based on a rolling rotor motor / H. V. Kulichenko, A. M. Masliennikov, V. A. Bahuta, O. O. Duniev // Bulletin of NTU "KhPI". Series: Problems of Electrical Machines and Apparatus Perfection. The Theory and Practice. – Kharkiv: NTU "KhPI", 2015. – № 42 (1151). – C. 34–38. – Bibliogr.: 7. – ISSN 2079-3944.

Main factors affecting the value of rolling rotor motor torque, taking into account the distribution of the magnetic induction in the air gap of the contact point of the rotor and stator are represented. Ways for increasing of rolling rotor motor torque to improve its dynamic performance are selected. The control scheme of rolling rotor motor windings switching with the usage of microprocessor coil current control are developed. An experimental research of rolling rotor motor control system with different modulation types and control pulses forms was carried out. That let to improve an electric drive dynamic and raise the rolling rotor motor torque on 18 %.

Key words: magnetic system, rolling rotor motor, control system, pulse width modulation.

UDC 621.313.8

Simulation of control axial flux permanent magnet generator / E. A. Monakhov, V. V. Chumack // Bulletin of NTU "KhPI". Series: Problems of Electrical Machines and Apparatus Perfection. The Theory and Practice. – Kharkiv: NTU "KhPI", 2015. – № 42 (1151). – C. 39–43. – Bibliogr.: 8. – ISSN 2079-3944.

This article gives analysis and comparison of control system and stabilization external characteristic of axial flux generator. A technical solution is proposed that allow to control and stabilize external characteristic in range from idle to rated mode. Also mathematic model was created in Matlab Simulink. This model allows to explore issues of stabilization and control output voltage of permanent magnet generator

Keywords: axial-flux, permanent magnet, stabilization, control.

UDC 621.313.333

Determination of frequency-controlled induction motor rotor's equivalent thermal circuit thermal resistance / A.N. Petrenko, V.P. Shajda, N.Ya. Petrenko // Bulletin of NTU "KhPI". Series: Problems of improvements electrical machinery and apparatus. Theory and practice. – Kharkiv: NTU "KhPI", 2015. – № 42 (1151). – P. 44-48. – Bibliogr.: 16. – ISSN 2079-3944.

The necessity of frequency-controlled induction motor study thermal state is determined by frequent failure of these motors due to overheating of the stator windings, especially in non-stationary modes. The determining method of frequency-controlled induction motor rotor's winding thermal resistance, which are part of the frequency-controlled induction motor equivalent thermal circuit dynamic parameters are detailed considered in the paper. The mathematical model obtained based on the given thermal equivalent circuit used for the frequency-controlled induction motor thermal state research. The efficiency and adequacy of the obtained frequency-controlled induction motor thermal state mathematical model are experimentally confirmed. The research results in previously published papers are detail considered [1-6]. The paper material complements these papers and makes it easier for induction motor design professionals to study and use the given method.

Keywords: frequency-guided asynchronous motor, thermal state of motor, method of equivalent thermal charts, thermal resistances of the rotor

UDC 621.313.821

Field-circuit mathematical model of permanent magnet generator for autonomous electric power system / V.V. Chumak, M.A. Kovalenko, A.I. Ponomarev // Bulletin of NTU "KhPI". Series: Problems of Electrical Machines and Apparatus Perfection. The Theory and Practice. – Kharkiv: NTU "KhPI", 2015. – № 42 (1151). – C. 49–54. – Bibliogr.: 9. – ISSN 2079-3944.

The analysis of existing mathematical models of synchronous generators to simulate their operating conditions and loads are performed. Developed two-dimensional field mathematical model of the synchronous generator with permanent magnets for autonomous power system. Based on the model calculated the external characteristics for different modes of operation of the generator and for the different characters of load: the pure active, active-inductive and capacitive ($\cos\varphi = 0.95$). The expediency of further research on the development of measures to stabilize the external characteristics. Model validity was proved by previous authors studies. This studies were carried out using manufactured permanent magnet generator with magnetization. Error is about 10% that is satisfactory due to the absence of input control of active materials.

Keywords: mathematical modeling, field-circuit mathematical model of synchronous generator, permanent magnets, induced EMF, type of the load.

UDC 621.313.322-81

Fixing the stator core in the buildings of modern turbine generators / O. Yu. Yurieva, S. V. Polomoshnov, E. V. Polomoshnov // Bulletin of NTU "KhPI". Series: Problems of improvements electrical machinery and apparatus. Theory and practice. – Kharkiv: NTU "KhPI", 2015. – № 42 (1151). – P. 55–59. – Bibliogr.: 5. – ISSN 2079-3944.

Analyzed and classified mount design stator core in the case of turbine generators produced at present in the world. Proved that necessity take additional structural elements fixing stator core in the turbine generators frame. Suspension system stator core is one of the busiest and most important structural elements of the stator. It establishes the stator core in the frame takes over core weight and alternating effort vibration of core, maintains the required core hardness. The characteristic of tough, elastic and spring suspensions is. A size unit power turbine generator makes use of a particular type of specific stator core in the frame. In turbo generators ranging from 6 to 165 MW connection to the stator core in the turbine generators frame made rigid suspension system using special tightening longitudinal prisms. That connection has the name "dovetail." Waist prism continuous and have a constant cross-section throughout. This system is simple and convenient in the preparation. Its use is limited to the inability to provide structural strength and vibration damping for large facilities. In turbo generators ranging from 200 to 500 MW special axial openings performed in tightening prisms. These openings reinforce dampening properties tightening prisms. This suspension is called elastic. To reduce the transmission of vibrations to the frame and foundation turbo generators in power from 200 to 350 MW design applied spring suspension mount core to the frame. Spring suspension is made of plate springs that are located in two mutually perpendicular planes. One of the main features four pole turbine generators is to reduce vibration 4–5 times. For this reason, mount the stator core to strictly carry out rigid without elastic suspension. Design features mounting stator core in the frame of turbo generators vary depending on enterprise/

Keywords: electrical engineering, turbine generator, vibration, rigid structure, elastic structure, spring suspension of the stator core.

UDC 621.311

Power transformer station 330/110 kV power lines in the presence of harmonics / O. G. Gryb, S. Y. Shevchenko, D. A. Gapon, Y. A. Sirotin, T. S. Ierusalimova, A. V. Diachenko // Bulletin of NTU "KhPI". Series: Problems of Electrical Machines and Apparatus Perfection. The Theory and Practice. – Kharkiv: NTU "KhPI", 2015. – № 42 (1151). – C. 59-61. – Bibliogr.: 7. – ISSN 2079-3944.

Disabling or damage to overhead power lines of high and extra-high voltage (power lines) caused by various reasons, among which is not the last place is occupied by both natural factors - the effects of lightning and birds or wind loads, icing and contamination of insulators in regions with unfavorable environmental conditions, and accidental or deliberate human actions on the damage to the outboard isolation.

Keywords: reliability, insulation, quality, power, voltage harmonics.

UDC 621.316.13

Optimal control of reactive load modes in conditions of asymmetry of voltage electricity distribution networks / M.S. Taranukha, R.V. Teliuta, V.V. Zinzura // Bulletin of NTU "KhPI". Series: Problems of Electrical Machines and Apparatus Perfection. The Theory and Practice. – Kharkiv: NTU "KhPI", 2015. – № 42 (1151). – P. 62-66. – Bibliogr.: 5. – ISSN 2079-3944

An approach to the management of modes of reactive loads electricity distribution networks with rated voltage of 6-10 kV through the use of symmetry-balancing settings. The block diagram of the automatic control mode of reactive power electricity distribution networks, which is based on solving the problem of multi-criteria optimization obtained by approaching the utopian point in space criteria. Holding computer simulation showed the advantages of the proposed system of automatic control over existing ones.

Keywords: automatic control system, the power distribution network reactive loads, voltage unbalance

UDC 621.313.333

Development and implementation indicator power consumption in the electrical distribution network / I. V. Khomenko // Bulletin of NTU "KhPI". Series: Problems of Electrical Machines and Apparatus Perfection. The Theory and Practice. – Kharkiv: NTU "KhPI", 2015. – № 42 (1151). – P. 67-70. – Bibliogr.: 3. – ISSN 2079-3944

The question of the implementation of effective controls electrical parameters of three-phase networks and major consumers of electricity. It is proposed to develop energy indicator parameters for three-phase ac circuits up to 1000 V, operating in continuous mode. The indicator is designed using modern components. The development is based on extensive use of mathematical tools, measuring instruments and innovative solutions forming diagnostic parameters.

Keywords: LED parameters power, active power, reactive power, CPU STM32.

UDC 629.56: 629.5.064

Aspects of the mathematical modelling of the elements for Western Systems Coordinating Council of combined propulsion complexes / O.V. Glazeva, V.V. Budashko // Bulletin of NTU "KhPI". Series: Problems of Electrical Machines and Apparatus Perfection. The Theory and Practice. – Kharkiv : NTU "KhPI", 2015. – № 42 (1151). – P. 71-75 – Bibliogr.: 11 – ISSN 2079-3944

On the basis of analysis of well-known mathematical models of elements of electric power systems has been proposed a method of improving the management system for the inverter power induction motor thruster Special Purpose Ship operating in dynamic positioning mode. Spectral analysis has been done using high voltage applications SP Tools environment MatLab/Simulink. The results can have a continuation of the developments in the field of intelligent control systems of frequency converter of thruster electric devices of ship power plants for combined propulsion complexes that provide stabilization of their parameters in different operating conditions, particularly in dynamic positioning mode, to achieve minimizing energy loss while improving the harmonic content of voltage.

Keywords: frequency converter, thruster, power plant, dynamic positioning, combined propulsion complex, harmonics.

UDC 621.316.7

Development and research of system of automatic control of electric traction / I. Savelenko // Bulletin of NTU "KhPI". Series: Problems of Electrical Machines and Apparatus Perfection. The Theory and Practice. – Kharkiv: NTU "KhPI", 2015. – № 42 (1151). – P. 76-79. – Bibliogr.: 7. – ISSN 2079-3944.

Were developed by structural schemes of automatic control system of traction electric drive based on a synchronous motor with permanent magnets, the use of which allows you to control the motion of electric contact locomotives, and explore quality of work of the proposed system by mathematical modeling in Simulink.

Keywords: automatic control system, latch short-circuit, electric contact locomotive, synchronous motor with permanent magnets.

UDC 621.313.3

Improving the energy performance of the electric traction drive for tram with DC motor with series excitation / A. A. Shavelkin, V. A. Gerasymenko, S. M. Kozhemyakin // Bulletin of NTU "KhPI". Series: Problems of Electrical Machines and Apparatus Perfection. The Theory and Practice. – Kharkiv: NTU "KhPI", 2015. – № 42 (1151). – P. 80-84. – Bibliogr.: 5. – ISSN 2079-3944.

Most part of the tram park of Ukraine uses energy-intensive traction electric drive with DC motors with series excitation with rheostat control. The purpose of work is development circuit design of the traction unit on the IGBT, ensures minimum power consumption and the cost of the modernization of trams that are not exhausted their resource. Objectives: reducing the number of power semiconductors in the scheme, the development of electric drive control system and the mathematical model of the electric drive with an improved model of the magnetic circuit of the motor and the full model of traction unit, which allows to investigate the currents, voltages and power losses in the circuit. The possibility of weakening of the field using a shunt converter on IGBT, which provides an opportunity to utilization energy extracted during bypass winding. Schemes converters with independent regulation of the excitation current and shunt field winding, which allows a minimum amount IGBT to reduce energy losses in the power circuits has to offer. Formation of the current of the armature winding and the field winding is carried current hysteretic controllers. Mathematical models of electric drive systems based on the proposed converter circuits have been developed. A Model Weber-ampere characteristic of the motor, which is formed according to the current values of the currents of the field winding and the armature, has to offer. The dependence for determining the extinction coefficient for the magnetic field as a function of the set point for the armature current and the current value of the speed on the basis of the Weber-ampere characteristic of the motor and the armature EMF limit has been established. Efficiency solutions are confirmed by simulation modeling. A further area of research is an assessment of the advisability energy recovery bypass.

Keywords: IGBT, traction electric drive, DC motor, field weakening, pulsed DC converter, urban electric transport.

РЕФЕРАТИ

УДК 621.3

Методика мультифізичного аналізу зв'язаних електромагнітних і теплових процесів в індукційній кухонній плиті та посуді, що нагрівається / М.Г. Пантелія, А.В. Трофімов // Вісник НТУ «ХП». Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика. – Х. : НТУ «ХП», 2015. – № 42 (1151). – С. 3–7. – Бібліогр.: 4 назв. – ISSN 2079-3944.

У роботі запропоновано методику мультифізичного чисельного аналізу розподілу зв'язаних електромагнітного та теплового полів індукційної кухонної плити та посуду, що нагрівається, у двовимірній постановці методом скінчених елементів. Враховуються залежності від температури електричних і теплофізичних властивостей матеріалів конструкцій, що розглядаються, а також магнітні властивості магнітом'яких матеріалів.

Ключові слова: індукційна кухонна плита, електромагнітне поле, теплове поле, мультифізика, комп'ютерне моделювання, метод скінчених елементів

УДК 621.311.1: 621.316.37

Розробка фіксатора коротких замикань для повітряних ліній електропередач напругою 110 – 150 кВ / П.Г. Плешков, А.І. Котич, О.І. Сіріков // Вісник НТУ «ХП». Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика. – Х. : НТУ «ХП», 2015. – № 42 (1151). – С. 8–11. – Бібліогр.: 7 назв. – ISSN 2079-3944.

Запропонована проста конструкція електромеханічного фіксатора короткого замикання для повітряних ліній електропередач напругою 110–150 кВ. Для обраної конструкції наведена методика розрахунку його технічних характеристик. Експериментально доведена на дослідному зразку придатність запропонованої методики для інженерних розрахунків.

Ключові слова: повітряна лінія електропередач, фіксатор коротких замикань, електрична мережа з відгалуженнями.

УДК 621.313:536.2.24:539.2

Параметричний синтез і аналіз ефективності багатосекційного лінійного індукційно-динамічного прискорювача із зовнішнім екраном / В.Ф. Болюх, С.В. Олексенко // Вісник НТУ «ХП». Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика. – Х. : НТУ «ХП», 2015. – № 42 (1151). – С. 12–18. – Бібліогр.: 20 назв. – ISSN 2079-3944.

Розроблена комп'ютерна модель багатосекційного лінійного індукційно-динамічного прискорювача (ЛІДП) масивного виконавчого елемента, яка враховує взаємопов'язані електромагнітні, механічні та теплові процеси. Синтезовані параметри багатосекційного ЛІДП, що забезпечують максимальну ефективність при мінімальному рівні магнітних полів розсіювання. Виконаний аналіз багатосекційних ЛІДП при відсутності екрану, з використанням феромагнітного (ФЕ) та комбінованого екрану. Найменша швидкість забезпечується ЛІДП без екрану, а найбільша – при використанні ФЕ. В ЛІДП без екрану рівень полів розсіювання в 1,6 рази нижче, ніж в односекційному прискорювачі з ФЕ. При наявності ФЕ рівень полів розсіювання в ЛІДП зменшується в 2,3 рази, а при наявності комбінованого екрану – в 7,2 рази.

Ключові слова: лінійний індукційно-динамічний прискорювач, багатосекційний ЛІДУ, електромагнітні, механічні та теплові процеси, феромагнітний і комбінований екрани.

УДК 621.313.2

Аналіз режиму постійної потужності при регулюванні числа витків в імітаційній моделі вентиляно-індукторного двигуна / Л.П. Галайко // Вісник НТУ «ХП». Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика. – Х. : НТУ «ХП», 2015. – № 42 (1151). – С. 19–22. – Бібліогр.: 12 назв. – ISSN 2079-3944.

В статті розглядається питання аналізу впливу закону зміни керуючих параметрів на характер перехідних процесів в режимі постійної потужності в вентиляно-індукторному двигуні рудничного електровоза за допомогою розроблених моделей для програми Simulink пакета програм Matlab. Були обрані наступні керуючі параметри: число витків фази, кут включення Θ_{on} та кут відключення Θ_{off} . Наведені результати розрахунків на цих моделях для двигуна потужністю 27 кВт і частотою обертів 1215 об/хв.

Ключові слова: вентиляно-індукторний двигун, режим постійної потужності, модель, програма Simulink, пульсації моменту.

УДК 621.313, УДК 621.314

Характеристики нереверсивних тиристорних випрямлячів безконтактних синхронних машин в залежності від кута управління / А.М. Галиновський, Е.А. Ленска // Вісник НТУ «ХП». Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика. – Х. : НТУ «ХП», 2015. – № 42 (1151). – С. 23–26. – Бібліогр.: 8 назв. – ISSN 2079-3944.

Приведені методики розрахунку характеристик нереверсивних тиристорних випрямлячів безконтактних синхронних машин залежно від кута управління тиристорами. Розрахунок моделей тиристорних випрямлячів проводиться в системі схемотехнічного моделювання в квазіусталених або перехідних режимах роботи. При розрахунку моделей випрямлячів в перехідних режимах роботи обмежується число величин, поточні числові значення яких записуються в оперативну пам'ять програми. Розрахунок проводиться при частоті управління тиристорами меншій частоті джерела живлення випрямляча.

Ключові слова: безконтактна, синхронна, машина, випрямляч, тиристор, кут, управління.

УДК 536.7

Охлаждение турбогенераторов большой мощности водородом / К.А. Кобзарь, П.Г. Гакал, Е.А. Овсянникова // Вісник НТУ «ХП». Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. – Х.: НТУ «ХП», 2015. – № 42 (1151). – С. 27–30. – Бібліогр.: 8 назв. – ISSN 2079-3944.

Обґрунтовано застосування водню для охолодження машин великої потужності. Запропоновано співвідношення для визначення коефіцієнта тепловіддачі між воднем і внутрішніми стінками охолоджуючих каналів у провідниках обмотки ротора, що представляє собою граничні умови III-го роду. Описано методики проведення випробувань, що дозволяють визначити температуру обмотки ротора турбогенератора. Представлені результати теплових випробувань генератора потужністю 550 МВт в режимі холостого ходу і короткого замикання, проведені на ДП Завод «Електроважмаш». Виконано дослідження теплового стану обмотки ротора методом кінцевих елементів.

Ключові слова: турбогенератор, ротор, обмотка, тепловий стан.

УДК 621.3

Алгоритм керування DC-DC перетворювачем для присторою ослаблення поля / І. О. Костенко, О. М. Петренко // Вісник НТУ «ХП». Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. – Х.: НТУ «ХП», 2015. – № 42 (1151). – С. 31–33. – Бібліогр.: 8 назв. – ISSN 2079-3944.

Пропонується алгоритм керування DC-DC системою ослаблення поля тягових двигунів змішаного збудження. Наведені структурна схема DC-DC перетворювача та функціональна схема алгоритму керування. Задача виконується за допомогою мікроконтролера, а також ряду допоміжних датчиків, зокрема датчиків струму, температури, обертів, напруги, тощо. Система розглядається на прикладі тролейбусу ЗІУ-9 з резистивно-контакторною системою керування.

Ключові слова: алгоритм, DC-DC перетворювач, двигун, ослаблення поля, мікроконтролер

УДК 621.313.17

Забезпечення динамічних показників електроприводу на основі двигуна з ротором, що котиться / Г. В. Кулінченко, А. М. Масленников, В. А. Багута, А. А. Дунєв // Вісник НТУ «ХП». Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика. – 2015. – № 42 (1151). – С. 34–38. Бібліогр.: 7 назв. – ISSN 2079-3944.

Представлено основні фактори, що впливають на значення обертового моменту двигуна з ротором, що котиться. Розроблено структурну схему управління комутацією обмоток двигуна з ротором, що котиться із застосуванням мікроконтролера і регуляторів струму обмотки, що використовують широтно-імпульсну модуляцію імпульсів на основі сигналів зворотного зв'язку по струму. Створено макет мікроконтролерної системи управління двигуном і проведено експериментальні дослідження їх спільної роботи.

Ключові слова: магнітна система, двигун з ротором, що котиться, система управління, широтно-імпульсна модуляція.

УДК 621.313.8

Моделювання процесу управління торцевим магнітоелектричним генератором / Є. А. Монахов, В. В. Чумак // Вісник НТУ «ХП». Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика. – Харків : НТУ «ХП», 2015. – № 42 (1151). – С. 39–43. Бібліогр.: 8 назв. – ISSN 2079-3944.

У даній статті проведено аналіз та порівняння системи керування та стабілізації зовнішньої характеристики торцевого магнітоелектричного генератора. Запропоновано технічне рішення, яке дозволяє регулювати та стабілізувати зовнішню характеристику в діапазоні від неробочого ходу до номінального режиму роботи. Також створена математична модель в програмі Matlab Simulink, яка дозволяє дослідити питання стабілізації та керування вихідної напруги магнітоелектричного генератора.

Ключеві слова: торцевий генератор, магнітоелектричні, стабілізація, регулювання

УДК 621.313.333

Визначення теплових опорів ротора еквівалентної теплової схеми адаптованої для частотно-керованого асинхронного двигуна / О. М. Петренко, В. П. Шайда, М. Я. Петренко // Вісник НТУ «ХП». Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика. – Х. : НТУ «ХП», 2015. – № 42 (1151). – С. 44–48. – Бібліогр.: 16 назв. – ISSN 2079-3944

У статті докладно розглянуто методику визначення теплових опорів ротора частотно-керованого асинхронного двигуна (ЧУАД), які є частиною параметрів його еквівалентної теплової схеми. Математична модель, отримана на основі запропонованої еквівалентної теплової схеми, використовувалася для дослідження теплового стану ЧУАД. Результати досліджень докладно висвітлені в роботах [1-6] і підтверджені експериментально. Матеріал статті доповнює ці роботи і дозволяє полегшити освоєння і використання даної методики.

Ключові слова: частотно-керований асинхронний двигун, тепловий стан двигуна, метод еквівалентних теплових схем, теплові опори ротора

УДК 621.313.821

Цепе-польова математична модель генератора з постійними магнітами автономної енергоустановки / В. В. Чумак, М. А. Коваленко, А. І. Пономарьов // Вісник НТУ «ХП». Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика. – Харків : НТУ «ХП», 2015. – № 42 (1151). – С. 49–54. Бібліогр.: 9 назв. – ISSN 2079-3944.

Проведено аналіз існуючих математичних моделей синхронних генераторів для моделювання їх режимів роботи і навантаження. Розроблено двовимірну коло-польову математичну модель синхронного генератора з постійними магнітами автономної енергоустановки. На підставі моделі виконано розрахунок зовнішньої характеристики для різних режимів роботи генератора і для різних характеристик навантаження: чисто активного, активно-індуктивного та активно-емнісного ($\cos\varphi=0,95$). Показано доцільність подальших досліджень з розробки заходів для стабілізації зовнішньої характеристики.

Ключові слова: математичне моделювання, коло-польова математична модель, синхронний генератор, постійні магніти, індукована ЕРС, характер навантаження.

УДК 621.313.322-81

Кріплення осердя статора в корпусах сучасних турбогенераторів / О. Ю. Юр'єва, С. В. Поломошнов, Є. В. Поломошнов // Вісник НТУ «ХП». Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика. – Х. : НТУ «ХП», 2015. – № 42 (1151). – С. 59–61. – Бібліогр.: 5 назв. – ISSN 2079-3944.

Проаналізовано та класифіковано конструкції кріплення осердя статора в корпусі турбогенераторів, що випускаються в теперішній час на світових підприємствах з турбогенераторобудування. Доведено необхідність застосування додаткових елементів в конструкції турбогенератора, а саме кріплення осердя статора в корпусі. Наведено характеристику жорсткої, еластичної та пружної підвісок. Величина одиноїчної потужності турбогенераторів обумовлює застосування конкретного типу кріплення осердя статора в корпусі. Особливості конструкції кріплення осердя статора в корпусі турбогенератора відрізняються в залежності від підприємства-виготовника.

Ключові слова: електромеханіка, турбогенератор, вібрація, жорстка конструкція, еластична конструкція, пружна підвіска осердя статора.

УДК 621.311

Живлення трансформаторної підстанції 330/110 кВ при наявності в лініях електропередач вищих гармонік / О. Г. Гриб, С. Ю. Шевченко, Д. А. Гапон, Ю. А. Сиротін, Т. С. Ієрусалимова, А. В. Дяченко // Вісник НТУ «ХП». Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика. – Х. : НТУ «ХП», 2015. – № 42 (1151). – С. 62–66. – Бібліогр.: 5 назв. – ISSN 2079-3944.

Відключення або пошкодження повітряних ліній високої і надвисокої напруги (ЛВЛ) викликається різними причинами, серед яких не останнє місце займають як природні фактори - вплив блискавок і птахів або вітрові навантаження, обмерзання і забруднення ізоляторів в регіонах з несприятливими екологічними умовами, так і випадкові або навмисні дії людини по пошкодженню підвісної ізоляції.

Ключові слова: надійність, ізоляція, якість, електроенергія, напруга, вищі гармоніки.

УДК 621.316.13

Оптимальне керування режимами реактивного навантаження за умов несиметрії напруг розподільчих електричних мереж / М. С. Тарануха, Р. В. Телюта, В. В. Зінзура // Вісник НТУ «ХП». Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика. – Х. : НТУ «ХП», 2015. – № 42 (1151). – С. 62–66. – Бібліогр.: 5 назв. – ISSN 2079-3944.

Запропоновано підхід до керування режимами реактивних навантажень розподільчих електричних мереж номінальною напругою 6-10 кВ шляхом використання симетро-компенсувальних установок. Розроблено структурну схему системи автоматичного керування режимами реактивної потужності розподільчих електричних мереж, яка базується на розв'язку задачі багатокритеріальної оптимізації знайденому методом наближення до оптимальної точки в просторі критеріїв. Проведене комп'ютерне моделювання показало перевагу запропонованої системи автоматичного керування над існуючими.

Ключові слова: система автоматичного керування, розподільчі електричні мережі, реактивні навантаження, несиметрія напруг

УДК 621.313.333

Розробка і впровадження індикатора параметрів енергоспоживання в розподільчих електричних мережах / І.В. Хоменко // Вісник НТУ«ХП». Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика. – Х. : НТУ «ХП», 2015. – № 42 (1151). – С. 67-70. – Бібліогр.: 3 назв. – ISSN 2079-3944.

Розглянуто питання реалізації ефективних засобів контролю електричних параметрів трифазної мережі та основних споживачів електричної енергії. Пропонується розробка індикатора параметрів енергоспоживання трифазних кіл змінного струму до 1000 В, що працює у безперервному режимі. Індикатор розроблений з використанням сучасної елементної бази. Розробка базується на широкому використанні математичного апарату, засобів вимірювальної техніки та нестандартних рішень формування діагностичних параметрів.

Ключові слова: індикатор параметрів енергоспоживання, активна потужність, реактивна потужність, центральний процесор STM32.

УДК 629.56: 629.5.064

Аспекти математичного моделювання елементів єдиних електроенергетичних установок комбінованих пропульсивних комплексів / О. В. Глазєва, В. В. Бодашко // Вісник НТУ «ХП». Тематичний випуск «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії». – Харків : НТУ «ХП», 2015. – № 42 (1151) – С. 71-75. – Бібліогр.: 11 назв. – ISSN 2079-3944.

На основі аналізу відомих математичних моделей елементів електроенергетичних систем було запропоновано метод удосконалення системи управління перетворювачем частоти для живлення асинхронного двигуна підрулюючого пристрою судна спеціального призначення, працюючого у режимі динамічного позиціонування. Було зроблено спектральний аналіз високої напруги за допомогою програми SP Tools середовища MatLab/Simulink. Отримані результати можуть бути продовженням розробок в області створення інтелектуальних систем управління електроприводами частотних перетворювачів суднових енергетичних установок комбінованих пропульсивних комплексів, що забезпечують стабілізацію їх параметрів в різних експлуатаційних умовах, зокрема в режимі динамічного позиціонування, для досягнення мінімізації втрат енергії з одночасним поліпшенням гармонійного складу напруги.

Ключові слова: перетворювач частоти, підрулюючий пристрій, енергетична установка, динамічне позиціонування, комбінований пропульсивний комплекс, гармоніки.

УДК 621.316.7

Розробка та дослідження роботи системи автоматичного керування тяговим електроприводом / І. В. Савеленко // Вісник НТУ«ХП». Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика. – Х. : НТУ «ХП», 2015. – № 42 (1151). – С. 76-79. – Бібліогр.: 7 назв. – ISSN 2079-3944.

Розроблено структурну схему системи автоматичного керування тяговим електроприводом на основі синхронного двигуна з постійними магнітами, застосування якої дозволяє керувати рухом контактних електровозів, а також досліджено якість роботи запропонованої системи шляхом математичного моделювання в середовищі Simulink.

Ключові слова: система автоматичного керування, релейні регулятори, контактні електровози, синхронні двигуни з постійними магнітами.

УДК 621.313.3

Поліпшення енергетичних показників тягового електропривода трамвая з двигуном постійного струму послідовного збудження / О. О. Шавьолькин, В. А. Герасименко, С. М. Кожемякин // Вісник НТУ«ХП». Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика. – Х. : НТУ «ХП», 2015. – № 42 (1151). – С. 80-84. – Бібліогр.: 5 назв. – ISSN 2079-3944.

Проаналізовано існуючі технічні рішення з модернізації тягового електроприводу трамвая з двигуном постійного струму послідовного збудження. Досліджено ослаблення поля двигуна шунтуванням обмотки збудження перетворювачем на IGBT з можливістю утилізації енергії. Запропоновано схеми тягових перетворювачів з шунтуванням і незалежним вмиканням послідовної обмотки збудження, що дозволяють знизити втрати енергії в силових колах, працездатність їх підтверджено математичним моделюванням.

Ключові слова: IGBT, тяговий електропривод, двигун постійного струму, ослаблення поля, імпульсний перетворювач постійної напруги, міський електротранспорт.

РЕФЕРАТЫ

УДК 621.3

Методика мультифизического анализа связанных электромагнитных и тепловых процессов в индукционной кухонной плите и нагреваемой посуде / М.Г. Пантелют, А.В. Трофимов // Вісник НТУ «ХП». Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика. – Х. : НТУ «ХП», 2015. – № 42 (1151). – С. 3–7. – Бібліогр.: 4 назв. – ISSN 2079-3944.

В работе предложена методика мультифизического численного анализа распределения связанных электромагнитного и теплового поля индукционной кухонной плиты и нагреваемой посуды в двумерной постановке методом конечных элементов. Учитываются зависимости от температуры электрофизических и теплофизических свойств материалов рассматриваемых конструкций, а также магнитные свойства магнитомягких материалов.

Ключевые слова: индукционная кухонная плита, электромагнитное поле, тепловое поле, мультифизика, компьютерное моделирование, метод конечных элементов

УДК 621.311.1: 621.316.37

Разработка фиксатора коротких замыканий для воздушных линий электропередач напряжением 110 – 150 кВ / П.Г. Плешков, А.И. Котыш, А.И. Сириков // Вісник НТУ «ХП». Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика. – Х. : НТУ «ХП», 2015. – № 42 (1151). – С. 8-11. – Бібліогр.: 7 назв. – ISSN 2079-3944.

Предложена простая конструкция электромеханического фиксатора короткого замыкания для воздушных линий электропередач напряжением 110-150 кВ. Для выбранной конструкции приведена методика расчета его технических характеристик. Экспериментально доказана на опытно образце пригодность предложенной методики для инженерных расчетов.

Ключевые слова: воздушная линия электропередач, фиксатор коротких замыканий, электрическая сеть с ответвлениями.

УДК 621.313:536.2.24:539.2

Параметрический синтез и анализ эффективности многосекционного линейного индукционно-динамического ускорителя с внешним экраном / В.Ф. Болюх, С.В. Олексенко // Вісник НТУ «ХП». Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика. – Х. : НТУ «ХП», 2015. – № 42 (1151). – С. 12-18. – Бібліогр.: 20 назв. – ISSN 2079-3944.

Разработана компьютерная модель многосекционного линейного индукционно-динамического ускорителя (ЛИДУ) массивного исполнительного элемента, которая учитывает взаимосвязанные электромагнитные, механические и тепловые процессы. Синтезированы параметры многосекционного ЛИДУ, обеспечивающего максимальную эффективность при минимальном уровне магнитных полей рассеяния. Проведен анализ многосекционных ЛИДУ при отсутствии экрана, с использованием ферромагнитного (ФЭ) и комбинированного экрана. Наименьшая скорость обеспечивается ЛИДУ без экрана, а наибольшая – при использовании ФЭ. В ЛИДУ без экрана уровень полей рассеяния в 1,6 раза ниже, чем в односекционном ускорителе с ФЭ. При наличии ФЭ уровень полей рассеяния в ЛИДУ уменьшается в 2,3 раза, а при наличии комбинированного экрана – в 7,2 раза.

Ключевые слова: линейный индукционно-динамический ускоритель, многосекционный ЛИДУ, электромагнитные, механические и тепловые процессы, ферромагнитный и комбинированный экраны.

УДК 621.313.2

Анализ режима постоянства мощности при регулировании числа витков в имитационной модели вентильно-индукторного двигателя / Л.П. Галайко // Вісник НТУ «ХП». Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика. – Х. : НТУ «ХП», 2015. – № 42 (1151). – С. 19-22. – Бібліогр.: 12 назв. – ISSN 2079-3944.

В статье рассматривается вопрос анализа влияния закона изменения управляющих параметров на характер переходных процессов в режиме постоянства мощности в вентильно-индукторном двигателе рудничного электровоза с помощью разработанных моделей для программы Simulink пакета программ Matlab. В качестве управляющих параметров выбраны число витков фазы, угол включения Θ_{on} и угол отключения Θ_{off} . Приведены результаты расчетов на этих моделях для двигателя мощностью 27 кВт и частотой вращения 1215 об/мин.

Ключевые слова: вентильно-индукторный двигатель, режим постоянства мощности, модель, программа Simulink, пульсации момента.

УДК 621.313.2

Характеристики непереворсивных тиристорных выпрямителей бесконтактных синхронных машин в зависимости от угла управления / А.М. Галиновский, Е.А. Ленская // Вісник НТУ «ХП». Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика. – Х. : НТУ «ХП», 2015. – № 42 (1151). – С. 23-26. – Бібліогр.: 8 назв. – ISSN 2079-3944.

Приведены методики расчета характеристик непереворсивных тиристорных выпрямителей бесконтактных синхронных машин в зависимости от угла управления тиристорами. Расчет защитных цепей тиристорных выпрямителей проводится при угле управления $\alpha_u = 00$ аналогично методике расчета диодных выпрямителей. Изменение угла управления тиристорами от 00 до 900 не приводит к увеличению наибольшего напряжения на тиристорах. Расчет моделей тиристорных выпрямителей проводится в системе схемотехнического моделирования в квазиустановившихся или переходных режимах работы. При расчете моделей выпрямителей в переходных режимах работы ограничивается число величин, текущие числовые значения которых записываются в оперативную память программы, расчет проводится при частоте управления тиристорами меньшей частоты источника питания выпрямителя. Результаты расчета моделей диодных и тиристорных выпрямителей целесообразно использовать при сопоставительном анализе возбудителей бесконтактных синхронных машин.

Ключевые слова: бесконтактная, синхронная, машина, выпрямитель, тиристор, угол, управление.

УДК 536.7

Охлаждение турбогенераторов большой мощности водородом / К.А. Кобзарь, П.Г. Гакал, Е.А. Овсянникова // Вісник НТУ «ХП». Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика. – Х. : НТУ «ХП», 2015. – № 42 (1151). – С. 27-30. – Бібліогр.: 8 назв. – ISSN 2079-3944.

Обосновано применение водорода для охлаждения машин большой мощности. Предложено соотношение для определения коэффициента теплоотдачи между водородом и внутренними стенками охлаждающих каналов в проводниках обмотки ротора, представляющее собой граничные условия III-го рода. Описаны методики проведения испытаний, позволяющие определить температуру обмотки ротора турбогенератора. Представлены результаты тепловых испытаний генератора мощностью 550 МВт в режиме холостого хода и короткого замыкания, проведенные на ГП Завод «Электротяжмаш». Выполнено исследование теплового состояния обмотки ротора методом конечных элементов.

Ключевые слова: турбогенератор, ротор, обмотка, тепловой стан.

УДК 621.3

Алгоритм управления DC-DC преобразователем для устройства ослабления поля / И. О. Костенко, О. М. Петренко // Вісник НТУ «ХП». Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. – Х.: НТУ «ХП», 2015. – № 42 (1151). – С. 31-33. – Бібліогр.: 8 назв. – ISSN 2079-3944.

Пропонується алгоритм керування DC-DC системою ослаблення поля тягових двигунів змішаного збудження. Наведені структурна схема DC-DC перетворювача та функціональна схема алгоритму керування. Задача виконується за допомогою мікроконтролера, а також ряду допоміжних датчиків, зокрема датчиків струму, температури, обертів, напруги, тощо. Система розглядається на прикладі тролейбусу ЗІУ-9 з резистивно-контакторною системою керування.

Ключові слова: алгоритм, DC-DC перетворювач, двигун, ослаблення поля, мікроконтролер

УДК 621.313.17

Обеспечение динамических показателей электропривода на основе двигателя с катящимся ротором / Г. В. Кулинченко, А. М. Маслеников, В. А. Багута, А. А. Дунев // Вісник НТУ «ХП». Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика. – 2015. – № 42 (1151). – С. 34–38. Бібліогр.: 7 назв. – ISSN 2079-3944.

Представлены основные факторы, влияющие на значение вращающего момента двигателя с катящимся ротором. Разработана структурная схема управления коммутацией обмоток двигателя с катящимся ротором с применением микроконтроллера и регуляторов тока обмотки, использующие широтно-импульсную модуляцию импульсов на основе сигналов обратной связи по току. Создан макет микроконтроллерной системы управления двигателем и проведены экспериментальные исследования их совместной работы.

Ключевые слова: магнитная система, двигатель с катящимся ротором, система управления, широтно-импульсная модуляция.

УДК 621.313.8

Моделирование процесса управления торцевым магнитоэлектрическим генератором/ Е. А. Монахов, В. В. Чумак // Вісник НТУ «ХП». Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика. – Х. : НТУ «ХП», 2015. – № 42 (1151). – С. 39–43. Бібліогр.: 8 назв. – ISSN 2079-3944.

В данной статье проведен анализ и сравнение системы управления и стабилизации внешней характеристики торцевого магнитоэлектрического генератора. Предложено техническое решение, позволяющее регулировать и стабилизировать внешнюю характеристику от холостого хода до номинального режима работы. Также создана математическая модель в среде Matlab Simulink, позволяющая исследовать вопросы стабилизации и регулирования выходного напряжения магнитоэлектрического генератора.

Ключевые слова: торцевой генератор, магнитоэлектрические, стабилизация, регулирование

УДК 621.313.333

Определение тепловых сопротивлений ротора эквивалентной тепловой схемы адаптированной для частотно-управляемого асинхронного двигателя / А.Н. Петренко, В.П. Шайда, Н.Я. Петренко // Вісник НТУ «ХП». Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика. – Х. : НТУ «ХП», 2015. – № 42 (1151) – С. 44-48. – Бібліогр.: 16 назв. – ISSN 2079-3944.

В статье подробно рассмотрена методика определения тепловых сопротивлений ротора частотно-управляемого асинхронного двигателя (ЧУАД), которые являются частью параметров его эквивалентной тепловой схемы. Математическая модель, полученная на основе предложенной эквивалентной тепловой схемы, использовалась для исследования теплового состояния ЧУАД. Результаты исследований подробно освещены в работах [1–6] и подтверждены экспериментально. Материал статьи дополняет эти работы и позволяет облегчить освоение и использование данной методики.

Ключевые слова: частотно-управляемый асинхронный двигатель, тепловое состояние двигателя, метод эквивалентных тепловых схем, тепловые сопротивления ротора.

УДК 621.313.821

Цепе-полевая математическая модель генератора с постоянными магнитами автономной энергоустановки / В.В. Чумак, М.А. Коваленко, А.И. Пономарев // Вісник НТУ «ХП». Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика. – Х. : НТУ «ХП», 2015. – № 42 (1151). – С. 49–54. Бібліогр.: 9 назв. – ISSN 2079-3944.

Произведен анализ существующих математических моделей синхронных генераторов для моделирования их режимов работы и нагрузки. Разработано двухмерную цепе-полевую математическую модель синхронного генератора с постоянными магнитами автономной энергоустановки. На основании модели произведен расчет внешней характеристики для различных режимов работы генератора и для различных характеров нагрузки: чисто активного, активно-индуктивного и активно-емкостного ($\cos\varphi=0.95$). Показана целесообразность дальнейших исследований по разработке мер для стабилизации внешней характеристики.

Ключевые слова: математическое моделирование, цепе-полевая математическая модель, синхронный генератор, постоянные магниты, индуцированная ЭДС, характер нагрузки.

УДК 621.313.322-81

Крепление сердечника статора в корпусах современных турбогенераторов / Е. Ю. Юрьева, С. В. Поломошнов, Е. В. Поломошнов // Вісник НТУ «ХП». Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика. – Х. : НТУ «ХП», 2015. – № 42 (1151). – С. 59-61. – Бібліогр.: 7 назв. – ISSN 2079-3944.

Проанализированы и классифицированы конструкции крепления сердечника статора в корпусе турбогенератора, выпускающихся в настоящее время на мировых предприятиях по турбогенераторостроению. Обоснована необходимость применения дополнительных элементов в конструкции турбогенератора, а именно крепления сердечника статора в корпусе. Приведена характеристика жесткой, эластичной и упругой подвесок. Величина единичной мощности турбогенераторов обуславливает применение конкретного типа крепления сердечника статора в корпусе. Особенности конструкции крепления сердечника статора в корпусе турбогенератора отличаются в зависимости от предприятия-изготовителя.

Ключевые слова: электромеханика, турбогенератор, вибрация, жесткая конструкция, эластичная конструкция, упругая подвеска сердечника статора

УДК 621.311

Питание трансформаторной подстанции 330/110 кВ при наличии в линиях электропередач высших гармоник / О. Г. Гриб, С. Ю. Шевченко, Д. А. Гапон, Ю. А. Сиротин, Т. С. Иерусалимова, А. В. Дяченко // Вісник НТУ «ХП». Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика. – Х. : НТУ «ХП», 2015. – № 42 (1151). – С. 62-66. – Бібліогр.: 5 назв. – ISSN 2079-3944.

Отключение или повреждение воздушных линий высокого и сверхвысокого напряжения (ЛЭП) вызывается разными причинами, среди которых не последнее место занимают как природные факторы - воздействие молний и птиц или ветровые нагрузки, обледенение и загрязнение изоляторов в регионах с неблагоприятными экологическими условиями, так и случайные или преднамеренные действия человека по повреждению подвесной изоляции.

Ключевые слова: надежность, изоляция, качество, электроэнергия, напряжение, высшие гармоники.

УДК 621.316.13

Оптимальное управление режимами реактивной нагрузки в условиях несимметрии напряжений распределительных электрических сетей / М.С. Тарануха, Р.В. Телюта, В.В. Зинзура // Вісник НТУ «ХП». Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика. – Х. : НТУ «ХП», 2015. – № 42 (1151). – С. 62-66. – Библіогр.: 5 назв. – ISSN 2079-3944.

Предложен подход к управлению режимами реактивных нагрузок распределительных электрических сетей номинальным напряжением 6-10 кВ путем использования симметро-компенсирующих установок. Разработана структурная схема системы автоматического управления режимами реактивной мощности распределительных электрических сетей, которая базируется на решении задачи многокритериальной оптимизации полученным методом приближения к утопической точке в пространстве критериев. Проведенное компьютерное моделирование показало преимущества предложенной системы автоматического управления над существующими.

Ключевые слова: система автоматического управления, распределительные электрические сети, реактивные нагрузки, несимметрия напряжений

УДК 621.316.13

Разработка и внедрение индикатора параметров энергопотребления в распределительных электрических сетях / И. В. Хоменко // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика. – Х. : НТУ «ХПІ», 2015. – № 42 (1151). – С. 67-70. – Бібліогр.: 3 назв. – ISSN 2079-3944.

Рассмотрены вопросы реализации эффективных средств контроля электрических параметров трехфазной сети и основных потребителей электрической энергии. Предлагается разработка индикатора параметров энергопотребления трехфазных цепей переменного тока до 1000 В, работающий в непрерывном режиме. Индикатор разработан с использованием современной элементной базы. Разработка базируется на широком использовании математического аппарата, средств измерительной техники и нестандартных решений формирования диагностических параметров.

Ключевые слова: индикатор параметров энергопотребления, активная мощность, реактивная мощность, центральный процессор STM32.

УДК 629.56: 629.5.064

Аспекты математического моделирования элементов единых электроэнергетических установок комбинированных пропульсивных комплексов / О. В. Глазсва, В. В. Будашко // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика. – Х. : НТУ «ХПІ», 2015. – № 42 (1151) – С.71-75. – Бібліогр.: 11 назв. – ISSN 2079-3944

На основе анализа известных математических моделей элементов электроэнергетических систем был предложен метод усовершенствования системы управления преобразователем частоты для питания асинхронного двигателя подруливающего устройства судна специального назначения, работающего в режиме динамического позиционирования. Был сделан спектральный анализ высокого напряжения с помощью приложения SP Tools среды MatLab/Simulink. Полученные результаты могут быть продолжением разработок в области создания интеллектуальных систем управления электроприводами частотных преобразователей судовых энергетических установок комбинированных пропульсивных комплексов, обеспечивающих стабилизацию их параметров в различных эксплуатационных условиях, в частности в режиме динамического позиционирования, для достижения минимизации потерь энергии с одновременным улучшением гармонического состава напряжения.

Ключевые слова: преобразователь частоты, подруливающее устройство, энергетическая установка, динамическое позиционирование, комбинированный пропульсивный комплекс, гармоника.

УДК 621.316.7

Разработка и исследование работы системы автоматического управления тяговым электроприводом / И.В. Савеленко // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика. – Х. : НТУ «ХПІ», 2015. – № 42 (1151). – С. 76-79. - Бібліогр.: 7 назв. - ISSN 2079-3944.

Разработана структурная схема системы автоматического управления тяговым электроприводом на основе синхронного двигателя с постоянными магнитами, применение которой позволяет управлять движением контактных электровозов, а также исследовано качество работы предложенной системы путем математического моделирования в среде Simulink.

Ключевые слова: система автоматического управления, релейные регуляторы, контактные электровозы, синхронные двигатели с постоянными магнитами.

УДК 621.313.3

Улучшение энергетических показателей тягового электропривода трамвая с двигателем постоянного тока последовательного возбуждения / А. А. Шавёлкин, В. А. Герасименко, С. М. Кожемякин // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика. – Х. : НТУ «ХПІ», 2015. – № 42 (1151). – С. 80-84. - Бібліогр.: 5 назв. - ISSN 2079-3944.

Проанализированы существующие технические решения по модернизации тягового электропривода трамвая с двигателем постоянного тока последовательного возбуждения. Исследовано ослабление поля двигателя шунтированием обмотки возбуждения преобразователем на IGBT с возможностью утилизации энергии. Предложены схемы тяговых преобразователей с шунтированием и независимым включением последовательной обмотки возбуждения, позволяющие снизить потери энергии в силовых цепях, работоспособность их подтверждена математическим моделированием.

Ключевые слова: IGBT, тяговый электропривод, двигатель постоянного тока, ослабление поля, импульсный преобразователь постоянного напряжения, городской электротранспорт.

ЗМІСТ

ЕЛЕКТРИЧНІ АПАРАТИ

Пантелєв М.Г., Трофімов А.В. Методика мультифізичного аналізу зв'язаних електромагнітних і теплових процесів в індукційній кухонній плиті та посуді, що нагрівається	3
Плешков П.Г., Котиш А.І., Сіріков О.І. Розробка фіксатора коротких замикань для повітряних ліній електропередач напругою 110 – 150 кВ	8

ЕЛЕКТРИЧНІ МАШИНИ

Болух В.Ф., Олексенко С.В. Параметрический синтез и анализ эффективности многосекционного линейного индукционно-динамического ускорителя с наружным экраном	12
Галайко Л.П. Анализ режима постоянства мощности при регулировании числа витков в имитационной модели вентильно-индукторного двигателя	19
Галиновский А.М., Ленская Е.А. Характеристики нереверсивных тиристорных выпрямителей бесконтактных синхронных машин в зависимости от угла управления	23
Кобзарь К.А., Гакал П.Г., Овсянникова Е.А. Охлаждение турбогенераторов большой мощности водородом	27
Костенко І. О., Петренко О. М. Алгоритм керування DC-DC перетворювачем для пристрою ослаблення поля	31
Кулинченко Г. В., Масленников А. М., Багута В. А., Дунев А. А. Обеспечение динамических показателей электропривода на основе двигателя с катящимся ротором	34
Монахов Е. А., Чумак В. В. Моделирование процесса управления торцевым магнитоэлектрическим генератором	39
Петренко А.Н., Шайда В.П., Петренко Н.Я. Определение тепловых сопротивлений ротора эквивалентной тепловой схемы адаптированной для частотно-управляемого асинхронного двигателя	44
Чумак В. В., Коваленко М. А., Пономарев А. И. Цепе-полевая математическая модель генератора с постоянными магнитами автономной энергоустановки	49
Юр'єва О. Ю., Поломошнов С. В., Поломошнов Є. В. Кріплення осердя статора в корпусах сучасних турбогенераторів	55

ЕЛЕКТРИЧНІ СТАНЦІЇ І МЕРЕЖІ

Гриб О. Г., Шевченко С. Ю., Гапон Д. А., Сиротин Ю. А., Иерусалимова Т. С., Дяченко А.В. Питание трансформаторной подстанции 330/110 кВ при наличии в линиях электропередач высших гармоник	59
Тарануха М.С., Телюта Р.В., Зінзура В.В. Оптимальне керування режимами реактивного навантаження за умов несиметрії напруг розподільчих електричних мереж	62
Хоменко І.В. Розробка і впровадження індикатора параметрів енергоспоживання в розподільчих електричних мережах	67

КОМП'ЮТЕРНЕ МОДЕЛЮВАННЯ

Глазева О. В., Будашко В. В. Аспекти математичного моделювання елементів єдиних електроенергетичних установок комбінованих пропульсивних комплексів	71
--	----

ВИКОРИСТАННЯ ЕЛЕКТРОТЕХНОЛОГІЙ

Савеленко І.В. Розробка та дослідження роботи системи автоматичного керування тяговим електроприводом	76
--	----

ЕЛЕКТРИЧНИЙ ТРАНСПОРТ

Шавёлкин А. А., Герасименко В. А., Кожемякин С. М. Улучшение энергетических показателей тягового электропривода трамвая с двигателем постоянного тока последовательного возбуждения	80
Реферати	85
Рефераты	88
Abstracts	91

НАУКОВЕ ВИДАННЯ

**ВІСНИК
НАЦІОНАЛЬНОГО ТЕХНІЧНОГО УНІВЕРСИТЕТУ
«ХП»**

Збірник наукових праць

Серія:
Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів.
Теорія і практика

№ 42 (1151) 2015

Наукові редактори д-р техн. наук, проф. Б.В. Клименко,
д-р техн. наук, проф. В. Ф. Болюх
Технічний редактор Н. В. Себякіна

Відповідальний за випуск канд. техн. наук І. Б. Обухова

АДРЕСА РЕДКОЛЕГІЇ: 61002, Харків, вул. Фрунзе, 21, НТУ «ХП».
Кафедра "Електричні апарати"
Тел.: (057) 707-69-76; e-mail: varshamova_i@rambler.ru

Підп. до друку 19.10.2015 р. Формат 60×84 1/16. Папір офсетний.
Друк офсетний. Гарнітура Таймс. Умов. друк. арк. 8,0. Облік.-вид. арк. 8,75.
Тираж 100 пр. Зам. № 23. Ціна договірна.

Видавничий центр НТУ «ХП». Свідоцтво про державну реєстрацію
суб'єкта видавничої справи ДК № 3657 від 24.12.2009 р.
61002, Харків, вл Фрунзе, 21
