

**ВІСНИК**  
**НАЦІОНАЛЬНОГО ТЕХНІЧНОГО УНІВЕРСИТЕТУ**  
**«ХПИ»**

**Збірник наукових трудів**  
**Тематичний випуск**  
**«Енергетика: надійність та**  
**енергоефективність»**

**23'2012**

Видання засновано Національним технічним університетом «Харківський  
політехнічний інститут» у 2001 році

**КООРДИНАЦІЙНА РАДА:**

**Голова**

Л.Л. Товажнянський, д-р техн. наук, проф.

**Секретар**

К.О.Горбунов, канд. техн. наук, доц.

А.П. Марченко, д-р техн. наук, проф.;  
Є.І. Сокол, д-р техн. наук, проф.;  
Є.С. 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. Дмитрієнко, д-р техн. наук, проф.;  
І.Ф. Домнін, д-р техн. наук, проф.;  
В.В. Епіфанов, канд. техн. наук, проф.;  
Ю.І. Зайцев, канд. техн. наук, проф.;  
П.О. Качанов, канд. техн. наук, проф.;  
В.Б. Клепиков, д-р техн. наук, проф.;  
С.І. Кондрашов, д-р техн. наук, проф.;  
В.М. Кошельник, д-р техн. наук, проф.;  
В.І. Кравченко, д-р техн. наук, проф.;  
Г.В. Лісачук, д-р техн. наук, проф.;  
В.С. Лушків, д-р техн. наук, проф.;  
О.К. Морачковський, д-р техн. наук, проф.;  
В.І. Ніколаско, канд. іст. наук, проф.;  
П.Г. Перерва, д-р екон. наук, проф.;  
В.А. Пуляев, 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.

Держвидання Свідоцтво Держкомітета по  
інформаційній політиці України  
КВ № 5256 від 2 липня 2001 року

**РЕДАКЦІЙНА КОЛЕГІЯ:**

**Відповідальний редактор:**

А.Г. Гурин, д-р техн. наук, проф.

**Відповідальний секретар:**

Н.В. Рудевіч, канд. техн. наук.

С.Ф. Артюх, д-р техн. наук, проф.;  
В.Є. Бондаренко, д-р техн. наук, проф.;  
Г.В. Безпрозванних, д-р техн. наук, доц.;  
О.П. Лазуренко, канд. техн. наук, доц.;  
К.В. Махотило, канд. техн. наук, доц.;  
С.Ю. Шевченко, канд. техн. наук, доц.;

Адреса редколегії: 61002, Харків, вул.  
Фрунзе, 21. НТУ «ХПИ».  
Каф. ЕІКТ, тел. (0572) 7076380.

**Вісник** Національного технічного університету «Харківський  
політехнічний інститут». Збірник наукових трудів. Тематичний випуск:  
Енергетика: надійність та енергоефективність. – Харків : НТУ «ХПИ» –  
№ 23. – 2012. – 189 с.

В збірнику представлено теоретичні та практичні результати  
наукових досліджень та розробок, що виконані викладачами вищої школи,  
аспірантами, науковими співробітниками різних організацій та установ.

Для викладачів, наукових співробітників, спеціалістів, аспірантів.

В сборнике представлены теоретические и практические результаты  
исследований и разработок, выполненных преподавателями высшей  
школы, аспирантами, научными сотрудниками различных организаций и  
предприятий.

Для преподавателей, научных сотрудников, специалистов,  
аспирантов.

Рекомендовано до друку Вченою радою НТУ «ХПИ», протокол №4  
від 17. 04. 2012 р.

© НТУ «ХПИ», 2012

**С.Ф. АРТЮХ**, д-р техн. наук, проф, НТУ «ХП»;  
**І.І. ЧЕРВОНЕНКО**, студент НТУ «ХП»

### ШАХТНІ ГІДРОАКУМУЛЮЮЧІ ЕЛЕКТРОСТАНЦІЇ З ПІДВИЩЕНОЮ ЕФЕКТИВНІСТЮ РОБОТИ ГІДРОАГРЕГАТІВ

В даній роботі розглядаються питання пов'язані з будівництвом гідроакumuлюючих електростанцій (ГАЕС) з підземним басейном на базі відпрацьованих рудних шахт та підвищення ефективності їх роботи. Обґрунтована необхідність створення нового екстремального регулятора ККД

В данной работе рассматриваются вопросы связанные со строительством гидроаккумулирующих электростанций (ГАЭС) с подземным бассейном на базе отработанных рудных шахт и повышение эффективности их работы. Обоснована необходимость создания нового экстремального регулятора КПД.

This paper addresses issues related to the construction of pumped storage plants (PSP) with an underground swimming pool on the basis of waste ore mines and increase their efficiency. The necessity of creating a new regulator of extreme efficiency.

Гідроакumuлюючі електростанції на найближчі роки є не тільки ефективним, але і єдино реальним для масового впровадження в енергетиці видом акumuлюючих установок. Саме цим пояснюється широкий інтерес до їх будівництва енергетиків всього світу. На сьогоднішній день гідроакumuлювання широко впроваджується в багатьох розвинених країнах світу. Загальне число ГАЕС що експлуатуються і споруджуються у світі складає близько 300, а їх сумарна потужність перевищує 100 ГВт, що в майже два рази перевищує встановлену потужність всіх електростанцій України.

Необхідність будівництва ГАЕС, крім того, пояснюється ще й тим, що у великих енергосистемах, де більша частина енергії генерується, як правило, на ТЕС і АЕС, відчувається гострий дефіцит маневрених потужностей.

Нижче розглядається можливість і доцільність будівництва ГАЕС на базі відпрацьованих рудних шахт, що дозволить знизити витрати на будівництво ГАЕС з підземним басейном. Одночасно розглядаються питання, пов'язані з підвищенням ефективності роботи цих електростанцій при роботі зі змінними напорами.

Гідроакumuлюючі електростанції мають цілий ряд переваг перед звичайними ГЕС. Вони дозволяють здійснювати:

- Покриття напівпікової і частково пікової частини графіка навантаження.

- Зменшення провалів навантаження в нічні, а при необхідності в денні години.

- Покращення режиму роботи теплових і атомних електростанцій.

Крім того, їх можна використовувати, як швидкодіючий оперативний резерв енергосистеми, та для регулювання потужності і навантаження енергосистем. З метою регулювання міжсистемних перетоків. Вони виробляють або споживають реактивну потужність, регулюють напругу і частоту в енергосистемі, підвищують надійність роботи енергосистеми в цілому.

Найбільш поширеними є ГАЕС поверхневого типу. Що ж стосується ГАЕС з підземним басейном, то вони менш поширені, оскільки однією з головних проблем при спорудженні подібної ГАЕС є необхідність будівництва в міцних породах на значній глибині спеціального басейну великого об'єму.

Уникнути цієї проблеми, на нашу думку, можна якщо використовувати як нижній басейн ГАЕС виробки покинутих рудних шахт, зокрема однією з реальних шахт. Така ідея була виказана в 80-ті роки минулого сторіччя радянськими гідроенергетиками, але не була доведена до кінця і так залишилась не реалізованою в [1]. Нами пропонується побудувати таку ГАЕС на базі однієї із шахт Криворізького басейну. Розріз по такій ГАЕС можна представити так, дивись рис.1.

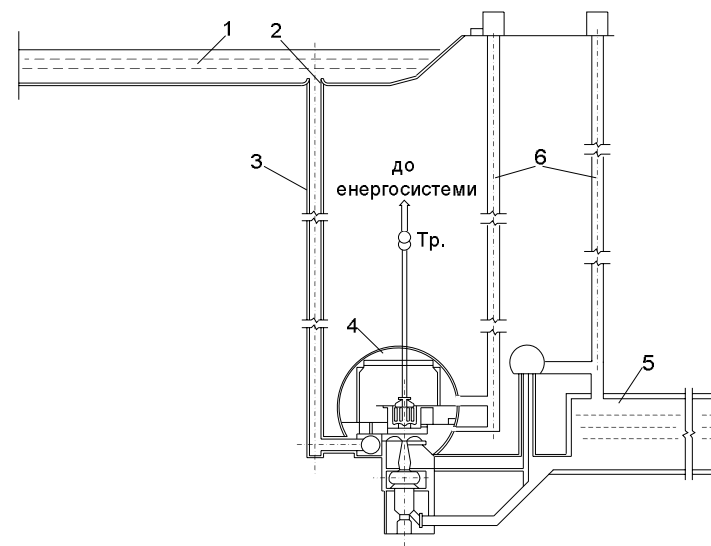


Рис.1 – Технологічна схема шахтної ГАЕС: 1 – верхній басейн; 2 – водоприймач; 3 – шахтний водогін; 4 – машинний зал; 5 – нижній басейн; 6 – вентиляційна шахта

Як видно з цього розрізу, як нижній басейн ГАЕС застосовується покинута виробка, над якою розташовується машинний зал станції де встановлюються її гідроагрегати і допоміжне обладнання. Вертикальна залізобетонна шахта, по якій здійснювались раніше спуск і підйом обладнання та клітей для транспортування людей, пропонується використовувати для спуску гідромеханічного та електротехнічного обладнання на місце монтажу і для забезпечення вентиляції устаткування, яке розташоване в машинному залі.

Як показують виконані розрахунки, найбільша економічність таких ГАЕС буде досягнута при напорі 800 - 1200 м. Особливістю ГАЕС є те, що і в режимі їх «зарядки» і в режимі їх «розрядки», напір спрацьовується від 10 до 40 метрів. Шахтна ГАЕС в цьому питанні не є винятком.

Але, як видно на залежності ККД від напору, дивись рис. 2, традиційно найбільш ефективний режим роботи гідроелектричної станції досягається тільки при номінальному значенні напору, а при його зміні ККД гідроагрегатів знижується.

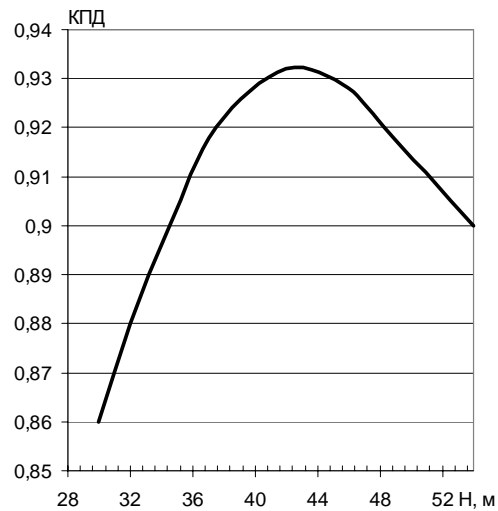


Рис. 2 – Залежність ККД від напору

Це пов'язано з тим, що ККД турбіни оберненопропорційний напору і витраті води через агрегат при постійному моменті на валу турбіни і синхронній частоті обертання турбіни.

$$P = 9,81 \cdot Q \cdot H \cdot \eta; \quad (1)$$

$$\eta_T = \frac{M \cdot n}{\gamma \cdot Q \cdot H}, \quad (2)$$

де  $P$  – потужність ГАЕС, кВт;  $Q$  – витрати води через турбіни, м<sup>3</sup>/с;  $H$  – напір, м;  $\eta$  – ККД обладнання;  $M$  – обертальний момент на валу турбіни, Нм;  $n$  – частота обертання турбіни, хв.<sup>-1</sup>;  $\gamma$  – густина води, г/см<sup>3</sup> або кг/м<sup>3</sup>.

Проаналізувавши всі параметри руху потоку на виході з направляючого апарату та в середині робочого колеса, нехтуючи втратами енергії в проміжку між направляючим апаратом та робочим колесом і підставляючи ці величини у рівняння Ейлера можна вирішити його відносно витрат  $Q$  в [2].

Тоді:

$$Q = \frac{q \cdot H \cdot \eta_T + r_2^2 \cdot \omega^2}{\omega \cdot \left[ \frac{r_0 \cdot \cos \alpha_0}{a_0 \cdot b_0 \cdot c_0} + K_2 \cdot r_2 \cdot \operatorname{ctg}(180 - \beta_2) \right]}, \quad (3)$$

де  $\alpha_0$  – кут між векторами кругової та абсолютної швидкості;  $a_0, b_0, c_0 = F$  – площа перерізу на вході в робоче колесо нормаль до напрямку руху потоку;  $\beta_2$  – кут проекції відносної швидкості рідини на виході робочого колеса;  $r_0, r_1, r_2$  – радіуси, що визначаються відповідними конструктивними параметрами турбіни.

В результаті аналізу аналітичної залежності ККД від напору та витрати води, наведених вище, можна зробити висновок, що при зміні напору, ККД може бути підвищений при відповідному значенні витрати для різної частоти обертання турбіни, дивись рис. 3.

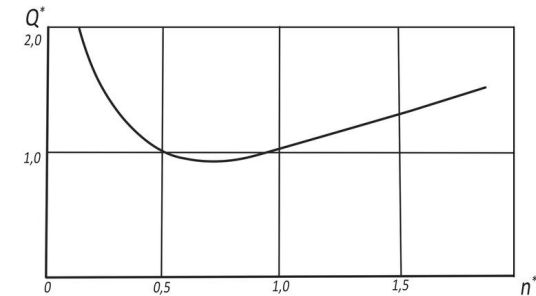


Рис. 3 – Залежність витрат води від частоти обертання гідроагрегату.

На підставі цих залежностей, а також приймаючи до уваги універсальні характеристики, дивись Рис. 4, оберненої гідротурбіни ОРО 75/5219 –50, показана можливість підвищення ККД вищезазначеного гідроагрегату в межах реального коливання напору. Результати виконаних розрахунків представлені на рис.5.

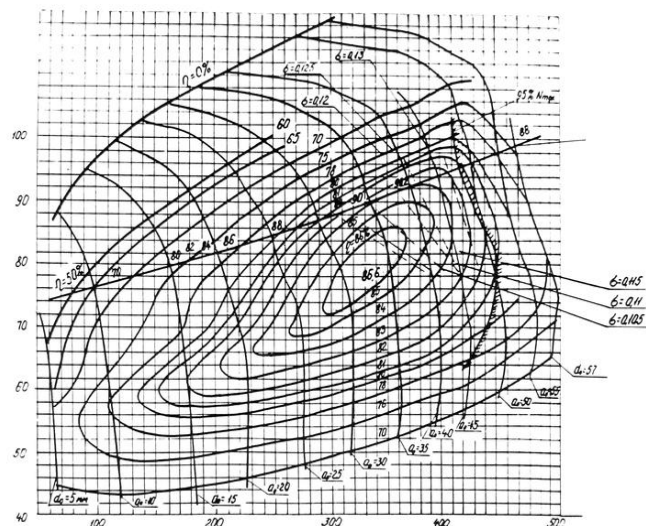


Рис. 4 – Універсальні характеристики ОРО 75/5219 – 50. Турбінний режим

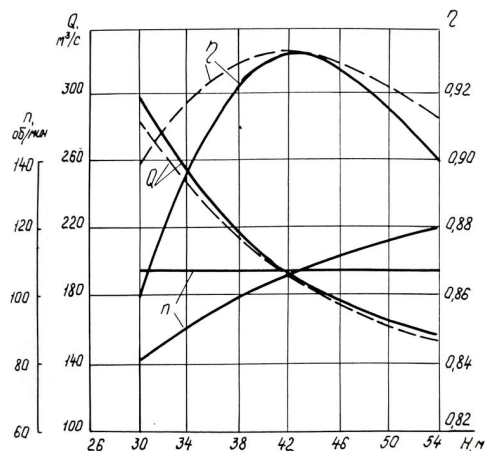


Рис. 5 – Залежності ККД, частоти обертання та витрат води від напору

Як видно з наведеного рисунку, у згаданій вище турбіні, яка буде працювати з несинхронною частотою обертання при коливанні напору, можна реально підвищити ККД від 4 до 5%.

При цьому виникає проблема, яка зводиться до того, що при будь-якій несинхронній частоті обертання гідроагрегату частота струму на шинах станції повинна бути 50 Гц. Цього можна досягти, якщо встановити на ГАЕС силовий тиристорний перетворювач і включити його в електричну схему блоку, або ж замінити традиційний синхронний генератор на асинхронізований генератор, який має дві обмотки збудження: одна з яких розташована в повздожній, а інша в поперечній вісях. Живляться вони змінною напругою частоти ковзання. Обмотка в поперечній осі живиться синусоїдальною напругою, а в повздожній - косинусоїдальною. В результаті чого обмотки створюють в загальному випадку магнітне поле, швидкість обертання якого дорівнює різниці синхронної швидкості і швидкості обертання ротора. При цьому напрям руху цього поля виявляється таким, що сумарна швидкість повинна бути рівна синхронній. Таким чином магнітне поле ротора в незалежності від швидкості обертання ротора завжди буде мати швидкість рівну синхронній.

У зв'язку з цим, враховуючи, що сучасні регулятори гідротурбін підтримують одну єдину частоту обертання, рівну номінальній, виникає необхідність розробки спеціального регулятора, який не тільки врівноважував би момент рушійний і момент опору, забезпечуючи сталий режим роботи, але і мінімізував би при цьому відповідну величину витрати води, забезпечуючи оптимальний ККД в цьому режимі. Запропонована структурна схема такого регулятора, показана на рис. 6.

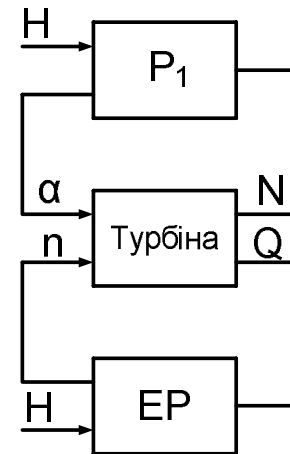


Рис. 6 – Принципова схема екстремального регулятора ККД

Приймаючи до уваги все вищезазначене можна зробити такі висновки:

1 Підтверджено доцільність і можливість будівництва підземної ГАЕС на базі однієї з закинутих шахт Криворізького рудного басейну з напорами 1000 - 1200 метрів.

2 Проведено аналіз вибору гідротехнічного та електромеханічного обладнання для будівництва таких ГАЕС. Науково доведено можливість підвищення ефективності роботи гідроагрегатів при змінних напорах шляхом введення режиму роботи гідроагрегату із змінною частотою обертання.

3 Науково доведено необхідність створення нової системи регулювання гідротурбін, яка буде забезпечувати підтримку потужності та екстремальне регулювання ККД турбіни.

4 Необхідно провести дослідження сталих і динамічних режимів гідротурбін, які живляться водою із загального трубопроводу.

**Список літератури:** 1. *Чеснаков С.А.* Шахтные ГАЭС на базе отработанных горных. Обзорная информация / *С.А.Чеснаков, Л.Б. Шейнман* // Информэнерго.– 1985. – Сер. 2. вып.6. – 44с. 2. *Артюх С.Ф.* Анализ целесообразности агрегатов электростанции в режиме переменной частоты вращения / *С.Ф. Артюх* // Энергохозяйство за рубежом. – 1988. – №3. – С.30 – 33.

*Поступила в редколлегию 30.03.2012*

УДК 621.31

**С.Ф. АРТЮХ**, д-р техн. наук, проф, НТУ «ХП»;  
**С.С. ГІРЯВЕЦЬ**, студент НТУ «ХП»

### **ПОКРАЩЕННЯ ПОКАЗНИКІВ ЯКОСТІ ЕЛЕКТРОЕНЕРГІЇ В ЕНЕРГОБЛОКАХ ГАЕС, ЯКІ ВКЛЮЧАЮТЬ ГІДРОАГРЕГАТИ, ЩО ПРАЦЮЮТЬ З НЕСИНХРОННОЮ ЧАСТОТОЮ ОБЕРТАННЯ**

В даній роботі показано, що одним із заходів щодо підвищення ефективності роботи гідроагрегатів ГАЕС, які працюють зі змінними напорами, є їх переведення на роботу з несинхронною частотою обертання. Для узгодження їх роботи з мережею, в схему блока може бути введений силовий перетворювач, котрий, окрім того, є причиною зниження показників якості електроенергії на виході енергоблоку. Показані шляхи боротьби з цією проблемою.

В данной работе показано, что одним из мероприятий для повышения эффективности работы гидроагрегатов ГАЭС, работающих с переменными напорами, является их перевод на работу с несинхронной частотой вращения. Для согласования их работы с сетью, в схему блока может быть введен силовой преобразователь, который, кроме того, служит причиной понижения качества электроэнергии на выходе энергоблока. Показаны пути борьбы с этой проблемой.

In this paper we show that one of the measures to improve the efficiency of hydroelectric pumped storage, working with variable pressure, is their translation to work with asynchronous speed. In order to harmonize their work with the network, the circuit block can be put power converter, which also serves as a reason for lowering the quality of electric power at the output power. The ways to overcome this problem.

Однією з найважливіших проблем в галузі енергетики є підвищення ефективності енергоустановок електричних станцій. Це в першу чергу стосується гідроелектростанцій, які працюють із змінним напором, до яких належать гідроакумуючі електростанції (ГАЕС).

В даний час нормальним вважається такий режим роботи агрегатів електростанції, при якому забезпечується його постійна частота обертання, незалежно від коливань параметрів навантаження або енергоносія. З досвіду експлуатації ГЕС відомо, що ККД гідротурбіни значною мірою залежить від напору, який визначається різницею рівнів верхнього та нижнього басейнів. На відміну від ГЕС, напір на ГАЕС швидко змінюється, що зумовлено принципом дії таких станцій. Проведені дослідження дозволили виявити залежність ККД від напору, представлена в загальному вигляді на рисунку 1, крива 1.

Також було показано, що одним із можливих заходів щодо підвищення ККД гідроагрегатів ГАЕС є їх переведення на роботу із змінними частотами обертання, при цьому ККД буде триматися практично на одному рівні [1], що також зображено на рисунку 1, крива 2.

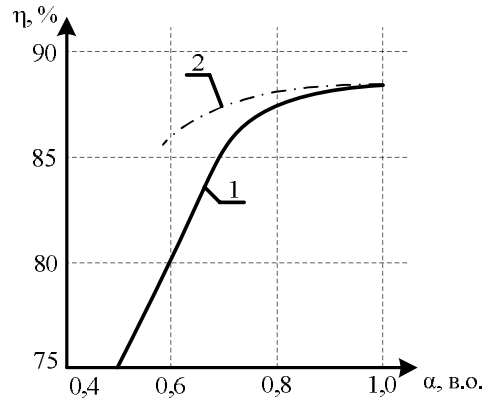


Рис. 1 – Залежність максимального ККД турбіни від відносного напору  $\alpha = H/H_{\text{ном}}$ : 1 – для синхронної частоти обертання; 2 – для змінної частоти обертання

Одним із засобів узгодження роботи такого блока з мережею, є введення у його склад силового перетворювача частоти, що показано на рисунку 2.

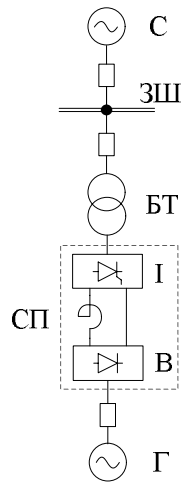


Рис. 2 – Принципова схема блоку ГАЕС з включеним у склад тиристорним перетворювачем

В цьому випадку частота обертання гідроагрегата не впливає на частоту електроенергії, що надходить в систему. Разом з тим, як показують дослідження, в цьому випадку в напрузі на збірних шинах, та в струмі високої напруги блочного трансформатора з'являються вищі гармоніки (ВГ), які призводять до погіршення якості електроенергії, що надходить в систему. Окрім цього, вищі гармонічні складові призводять до численних порушень роботи устаткування, таких як додатковий нагрів та вихід з ладу конденсаторів, запобіжників, трансформаторів, електродвигунів, порушення роботи систем контролю, спотворення форми напруги, її відхилення від номінальних параметрів та інші. Інакше кажучи, наявність вищих гармонік знижує ефективність використання устаткування.

Як можемо бачити, необхідність підтримувати якість електроенергії в допустимих межах є очевидною. Допустимі рівні гармонічних складових наведені у ГОСТ 13109-97, що встановлює показники та норми якості електроенергії в електричних мережах загального призначення.

Паспортні дані гідроагрегату СВО-733/130-36, який входить у склад блоку Київської ГАЕС, наведені у таблиці 1.

Таблиця 1 – Паспортні дані гідроагрегату СВО-733/130-36

Найменування	$S_{\text{НОМ}}$ , МВА	$P_{\text{НОМ}}$ , МВт	$U_{\text{НОМ}}$ , кВ	$I_{\text{НОМ}}$ , А	$\cos \varphi$	$n$ , 1/хв
СВО-733/130-36	41,5	33,4	10,5	2510	0,73	166,7

Для цього генератора були проведені виміри напруги та струму на виводах перетворювача для подальшого аналізу гармонічного складу. Оскільки передбачається експлуатація агрегата в режимі роботи зі змінними обертами, виміри проводилися для декількох значень швидкості обертання, для виявлення максимальних значень гармонічних складових. Результати гармонічного аналізу представлені у таблиці 2 (вказані лише максимальні значення рівню гармонічних складових для вказаних швидкостей обертання). Табличні значення дані у відсотках до номінальних струму та напруги.

Як видно, значення коефіцієнту  $n$ -ї гармонічної складової для 5, 7, 11 та 13 гармонік та коефіцієнту спотворення синусоїдальності кривої напруги значно перевищують гранично допустимі значення.

Таблиця 2 – Гармонічний склад напруги та струму на виводах ВП

Гармоніки	Швидкість обертання	$\alpha$ , град	Коефіцієнт $n$ -ї гармонічної складової для гармонік, %					Коефіцієнт спотворення синусоїдальності, %
			3	5	7	11	13	
Напруги	0,8	20	0,06	22,9	20,8	14,6	11,7	36,2
	1	40	0,04	19,6	15,7	7,3	3,7	26,5
Струму	0,8	20	0,6	18,4	12	5,8	4,6	23,2
	1	20	0,13	16,8	10	3,15	1,53	19,9

де:  $\alpha$  – кут керування тиристорами випрямляча.

Підвищення показників якості електроенергії можливе за допомогою схемних та конструктивних методів, які включають в себе застосування спеціальних схем розподілу навантаження, що спричиняє гармонічне забруднення, та застосування обладнання з покращеними енергетичними характеристиками, а також за допомогою застосування спеціального фільтро-компенсуючого обладнання.

Схемні та конструктивні методи мають бути застосовані ще на стадії проектування, або коли рівні гармонічних складових незначно перевищують допустимі. В нашому випадку використання цих методів недоцільне.

Фільтро-компенсуючі пристрої (ФКП) поділяються на пасивні та активні пристрої.

*Пасивні ФКП* представляють собою сукупність ємнісних та індуктивних елементів (реактори та конденсаторні батареї), налаштованих в резонанс на певні частоти. Таким чином, принцип дії пасивних ФКП полягає в створенні низькоопірного контуру для струмів вищих гармонік, що будуть ним циркулювати, не потрапляючи в мережу.

Перевагами використання пасивних ФКП є: простота конструкції, відносно низька вартість, відсутність необхідності регулярного обслуговування.

Недоліками: можливе зниження ефективності при зміні параметрів мережі, негативний вплив на перехідні процеси, принцип «один ФКП – одна гармоніка», та, внаслідок цього, відносно велика площа, що потрібна для їх встановлення.

Для компенсації гармонік від силового перетворювача, що входить в склад блоку ГАЕС, були розраховані потужності ФКП для 5, 7, 11 та 13 гармонік. Розрахунки проводились спрощеним способом, тобто для оцінки потужностей і параметрів реактору та КБ не враховувалися можливості виникнення резонансного контуру с мережею, виникнення

взаєморезонансів між ФКП та величина реактивної потужності, яку потрібно компенсувати.

Результати розрахунків параметрів ФКП наведені у таблиці 3.

На базі комплектного ФКП, який пропонується виробником «Електроінтер» були оцінені габаритні показники ФКП та площа, яку він буде займати (рисунок 3).

Таблиця 3 – Результати розрахунку ФКП 5, 7, 11 та 13-ї гармонік

Порядок фільтру	$C$ , мкФ	$L$ , мГн	$X_{EKV(1)}$ , Ом	$I_1$ , А	$I_{\Sigma(n)}$ , А	$I_{(n)}$ , А	$\Sigma I$ , А	$Q$ , МВАр
5	17	23,9	179,8	33,7	125	421,68	441	8,02
7		12,2	183,5	33	125	251	282,34	5,14
11		4,9	185,8	32,6	63	79,06	106,28	1,94
13		3,5	186,2	32,6	50	38,4	70,97	1,29

де  $C$  – ємність конденсаторної батареї;

$L$  – індуктивність реактору;

$X_{EKV(1)}$  – еквівалентний опір фільтру для першої гармоніки;

$I_1$  – струм першої гармоніки, який буде протікати через фільтр;

$I_{\Sigma(n)}$  – струми інших гармонік та інтергармонік, які будуть протікати через фільтр;

$I_{(n)}$  – струм гармоніки, на яку настроєний фільтр;

$\Sigma I$  – діюче значення сумарного струму, який буде протікати через фільтр;

$Q$  – потужність фільтру.

Площа, яку буде займати система пасивних ФКП становитиме  $S = 40 \text{ м}^2$ .

*Активний ФКП* служить перетворювачем змінного/постійного струму з ємнісним або індуктивним накопичувачем електричної енергії на стороні постійного струму, що формує методами імпульсної модуляції усереднене значення струму чи напруги, що дорівнює різності гармонічного струму чи напруги та синусоїдального струму чи напруги основної частоти. Активні ФКП мають елементи управління, що дозволяють змінювати частотні характеристики фільтру.

Принцип дії активних ФКП полягає у формуванні струму, що співпадає з гармонічним струмом, та подачі цього струму в систему електропостачання в протифазі до гармонічного, що призводить до повної компенсації гармонічних складових.

Перевагами використання активних ФКП є: компенсація всього гармонічного спектру, від 2-ї до 50-ї гармоніки, або вибіркова компенсація заданих гармонік, неможливість виникнення резонансів з мережею, велика швидкодія (до 100мкс).

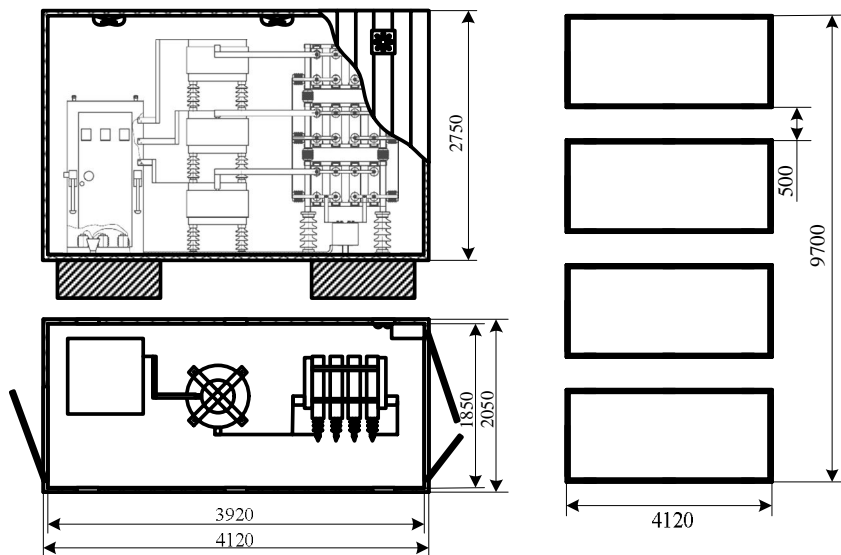


Рис. 3 – Габаритне креслення боксу з ФКП та площадки, яку будуть займати установки для фільтрації 5, 7, 11 та 13 гармонік

Недоліками у таких фільтрів є те, що у високовольтних мережах ФКП з послідовним включенням за класом ізоляції повинен розраховуватися на повну напругу мережі, висока складність алгоритмів керування, висока встановлена потужність та вартісні показники, більша ефективність фільтрації ВГ.

Оцінка потужності активного ФКП була виконана враховуючи лише потужність вищих гармонік, що складає  $S = 10,6 \text{ MVA}$ .

На ринку силового обладнання широко представлені активні ФКП на напругу 0,4 кВ. Проте в нашому випадку передбачається встановлення ФКП на напрузі 10 кВ. Інформації щодо пристроїв на таку напругу у вільному доступі немає, оскільки вони виготовляються за індивідуальними замовленнями. Тому приблизна оцінка габаритних розмірів та площі, яку буде займати ФКП, проводилася шляхом порівняння з перетворювачем частоти, який має потужність того ж порядку.

Для порівняння був обраний перетворювач частоти серії СНН100 від виробника INVT, технічні характеристики якого представлені у таблиці 4. Площа, яку буде займати активний ФКП становитиме  $S = 16,2 \text{ м}^2$

Таблиця 4 – Технічні характеристики перетворювача частоти

Модель	$U_{НОМ}$ , кВ	$S_{НОМ}$ , кВА	$I_{НОМ}$ , А	Габаритні розміри [ДхГхВ], мм
СНН100-7100-10	10	9000	512	10800х1500х2970

Таким чином, бачимо, що на даному етапі активні ФКП є більш вигідними за технічними показниками, оскільки встановлена потужність установки є нижчою та площа, яку вона буде займати, буде меншою на 60% від площі пасивного ФКП. Проте потрібні подальші розрахунки економічної ефективності встановлення ФКП на ГАЕС.

Приймаючи до уваги все вищезазначене можна зробити такі висновки:

5 Показано, що для компенсації вищих гармонік в ланці блоку ГАЕС, агрегати якого працюють з несинхронною частотою обертання, є можливість встановлення фільтро-компенсуючих пристроїв двох різних типів, а саме пасивних та активних.

6 Проведена приблизна оцінка потужностей та габаритних показників таких ФКП, а також показано, що технічно більш доцільним для даних блоків є використання активних ФКП.

7 Необхідно провести більш детальні розрахунки з урахуванням усіх факторів, що впливають на вибір потужності ФКП, а також розрахунок їх економічних показників.

**Список літератури:** 1. *Артюх С.Ф.* Аналіз целесообразності агрегатів електростанції в режимі перемінної частоти вращення / *С.Ф. Артюх* // Энергохозяйство за рубежом. – 1988. – №3. – С.30 – 33. 2. *Артюх С.Ф.* Управление технологическими процессами агрегатів ГЭС, работающих с переменными оборотами: автореф. дис. докт. Наук / *Артюх Станислав Федорович.* – Х., 1994г. 3. *Жежеленко И.В.* Вышние гармоники в системах электроснабжения промпредприятий / *И.В. Жежеленко* – М.: Энергоатомиздат. – 2000.

*Надійшла до редколегії 10.04. 2012 р.*



**К. В. БЕЗРУЧКО**, д-р техн. наук, проф., гл. научн. сотр.,  
Национальный аэрокосмический университет им. Н. Е. Жуковского  
«Харьковский авиационный институт»;

**А. О. ДАВИДОВ**, канд. техн. наук, вед. научн. сотр., Национальный  
аэрокосмический университет им. Н. Е. Жуковского «Харьковский  
авиационный институт»;

**С. В. СИНЧЕНКО**, старш. научн. сотр., Национальный  
аэрокосмический университет им. Н. Е. Жуковского «Харьковский  
авиационный институт»;

**С. В. ШИРИНСКИЙ**, канд. техн. наук, старш. научн. сотр.,  
Национальный аэрокосмический университет им. Н. Е. Жуковского  
«Харьковский авиационный институт»

### **ИСПОЛЬЗОВАНИЕ СХЕМ ЗАМЕЩЕНИЯ ДЛЯ МАТЕМАТИЧЕСКОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ РАЗРЯДНЫХ ХАРАКТЕРИСТИК НИКЕЛЬ-КАДМИЕВЫХ АККУМУЛЯТОРОВ**

Визначено структуру й розглянута послідовність операцій по побудові математичної моделі розрядної характеристики. Визначено структуру математичної моделі електрохімічного акумулятора. Розроблено математичну модель розрядної характеристики нікелево-кадмієвого акумулятора за запропонованою схемою заміщення. Наведено результати математичного моделювання відповідно до експериментальних розрядних характеристик нікелево-кадмієвого акумулятора.

Определена структура и рассмотрена последовательность операций по построению математической модели разрядной характеристики. Определена структура математической модели электрохимического аккумулятора. Разработана математическая модель разрядной характеристики никель-кадмиевого аккумулятора по предложенной схеме замещения. Приведены результаты математического моделирования в соответствии с экспериментальными разрядными характеристиками никель-кадмиевого аккумулятора.

The structure is defined and the sequence of operations on construction of mathematical model of the discharge characteristic is observed. The structure of mathematical model of the electrochemical accumulator is determined. The mathematical model of the discharge characteristic accumulator nickel-cadmium on the offered equivalent circuit is developed. Results of mathematical modelling according to experimental discharge characteristics accumulator nickel-cadmium are resulted.

**Введение.** На сегодняшний день эксплуатация электрохимических аккумуляторов (АК) никель-кадмиевой (НК) электрохимической системы занимает значительное место в области применения вторичных источников тока. Для определения параметров НК АК необходимо проведение зарядно-разрядных циклов и получение зарядно-разрядных характеристик.

Моделирование характеристик НК АК представляет собой актуальную задачу, о чем свидетельствует достаточно большое количество публикаций на данную тему. Использование математических моделей (ММ) характеристик НК АК происходит на разных этапах: при проектировании энергоустановки, в которую входит НК АК, при эксплуатации НК АК и при прогнозировании их ресурса.

**Постановка задачи.** В процессе проектирования новой или модернизации существующей технической системы решаются задачи расчета параметров и исследования процессов в этой системе. При проведении многовариантных расчетов реальную систему заменяют моделью [1, 2].

Целью математического моделирования является анализ реальных процессов (в природе или технике) математическими методами. Математическое моделирование для исследования характеристик систем можно разделить на: аналитическое, имитационное и комбинированное.

Математическая модель должна представлять собой упрощенное отображение реального объекта и в том числе должна обеспечивать соответственное отображение свойств, которые подлежат исследованию.

Разработка математической модели никель-кадмиевого аккумулятора может проводиться тремя способами: при помощи описания макрокинетики электрохимических процессов, при помощи описания данных полученных в результате эксперимента, при помощи описания процессов происходящих в электрохимическом аккумуляторе с помощью схемы замещения.

1. Описание макрокинетики электрохимических процессов. В аккумуляторе, на отдельных электродах, происходят нестационарные процессы, описание которых довольно сложное, так как необходимо учитывать влияние всех факторов, влияющих на работу НК АК, таких как зависимость тока обмена от температуры, зависимости теплопроводности от степени заряженности и др. Без учета того или иного фактора получаемые аналитические модели могут существенно отличаться от реальных характеристик.

2. Описание экспериментальных данных. Решение задачи данным методом наиболее точное, так как использование результатов реальных экспериментов дает возможность избежать некорректного аналитического отображения характеристик НК АК. Недостатком данного направления является узкая область применения полученной математической модели.

3. Описание АК при помощи схемы замещения. Для каждого из процессов (электрохимических, физических) может быть составлена своя эквивалентная схема замещения, которую можно описать соответствующим математическим уравнением. Эквивалентная

электрическая схема замещения представляет собой определенным образом соединенные активные и реактивные элементы (сопротивления, емкости, индуктивности), каждый из которых имитирует определенный физико-химический параметр или конструктивный элемент исследуемого АК. Данное решение наиболее удобное для математического описания и упрощает решение задачи.

Таким образом, моделирование характеристик никель-кадмиевых аккумуляторов при помощи схемы замещения на сегодняшний день актуальная задача исследования, которая решается в данной работе.

**Обобщенная структура математических моделей электрохимических аккумуляторов.** Математические модели электрохимических АК разрабатывались на основе обобщенной структуры (см. рис. 1).

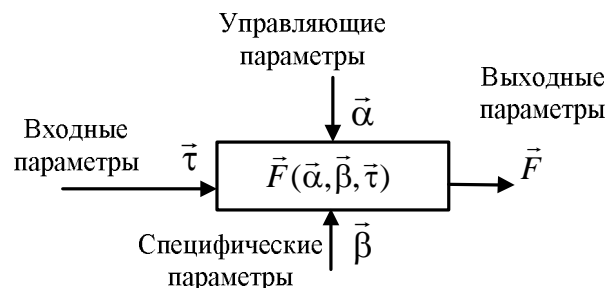


Рис. 1 – Схема обобщенной структуры математической модели электрохимического аккумулятора

Обобщенная структура математической модели электрохимического АК имеет вид:

$$\left\{ \begin{array}{l} \text{Характеристика аккумулятора:} \\ \text{Вектор специфических параметров:} \\ \text{Вектор управляющих параметров:} \\ \text{Вектор входных параметров:} \end{array} \right. \begin{array}{l} \vec{F} = \vec{F}(\vec{\alpha}, \vec{\beta}, \vec{\tau}), \\ \vec{\beta} = \vec{\beta}(\vec{\tau}), \\ \vec{\alpha} \in [\alpha_{\min}, \alpha_{\max}], \\ \vec{\tau} \in [\tau_{\min}, \tau_{\max}]. \end{array} \quad (1)$$

В данном случае  $\vec{\alpha}$  – вектор параметров, характеризующих режимы работы аккумуляторов;  $\vec{\beta}$  – вектор параметров, которые характеризуют

особенности конкретных АК, а вектор  $\vec{F}$  содержит характеристики АК, которые изменяются с изменением входных параметров  $\vec{\tau}$ .

Входных параметров в общем случае может быть несколько (время, число циклов заряда-разряда, число орбитальных витков космического аппарата и др.), и они составляют вектор  $\vec{\tau}$ . Для математической модели разрядной характеристики аккумулятора входным параметром является время.

Входным параметром математической модели ( $\vec{F}$ ) в большинстве случаев является напряжение, поскольку именно характерные напряжения (НРЦ, минимальное напряжение цикла и др.) определяют качество электропитания нагрузки.

Вектор специфических параметров включает параметры, которые характеризуют окружающую среду, управление которыми не ведется, и характеристики начального состояния АК или БХ, например:

$$\vec{\beta} = (P, \mu, U_0, r_0, C_0, Q_0), \quad (2)$$

где  $P$  – давление среды в зоне размещения БХ,  $\mu$  – относительная влажность воздуха,  $U_0$  – начальное напряжение АК или БХ,  $r_0$  – начальное внутреннее сопротивление АК,  $C_0$  – начальная заряженность АК,  $Q_0$  – начальная емкость аккумулятора.

Вектор специфических параметров может иметь вид отличный от уравнения (2), если нужно учесть дополнительные неконтролируемые факторы. В общем случае неуправляемые параметры являются функцией входных параметров (обычно времени), поскольку изменяются с изменением величин входных параметров (со временем).

Вектор управляющих параметров содержит описание режимов работы АК, т.е. величин зарядно-разрядных токов ( $I$ ), температур ( $T$ ), предельных значений напряжений ( $U_{\min}, U_{\max}$ ), максимальную продолжительность работы АК ( $\tau_{\max}$ ) и другие, например:

$$\vec{\alpha} = (T, I, U_{\min}, U_{\max}, \tau_{\max}) \quad (3)$$

Управляющие параметры могут задаваться дискретно, как постоянные величины или как функции от входных параметров.

**Последовательность построения математической модели электрохимического аккумулятора. Определение входных и выходных параметров ММ.** При эксплуатации в режиме зарядно-разрядного циклирования, аккумулятор на стадии разряда должен обеспечивать питание нагрузки с заданными параметрами по току и напряжению в течение заданного времени [1,3]. Аккумулятор может быть

подключен к нагрузке непосредственно или через устройство кондиционирования параметров (стабилизатор напряжения, стабилизатор тока, стабилизатор мощности и т.п.). В любом варианте подключения существует некоторое минимальное напряжение  $U_{\min}$  на выходе АК, при котором нагрузка или промежуточные устройства прекращают выполнять свои функции. Другим важным параметром питания нагрузки является продолжительность ее работы  $\tau_p$  и способность АК обеспечить эту продолжительность при питании нагрузки током  $I$  (см. рис. 2). Способность АК обеспечивать питание нагрузки током  $I$  в течение времени  $\tau$  характеризует такой комплексный параметр, как разрядная емкость АК  $Q_p$ :

$$Q_p = \int_0^{\tau_p} I(\tau) \cdot d\tau \quad (4)$$

Взаимосвязь напряжения разряда АК и продолжительности разряда (а значит и разрядной емкости) называется разрядной характеристикой АК. Именно эта характеристика будет результатом расчетов с помощью математической модели в данной работе.

Таким образом, выходным параметром ММ электрохимического АК или батареи, является напряжение разряда, а входным параметром – продолжительность разряда.

**Определение управляющих параметров ММ.** На разрядное напряжение АК, влияют в основном ток разряда и температура (факторы, связанные с нештатными режимами эксплуатации здесь не рассматриваются).

**Определение специфических параметров ММ.** К этим параметрам ММ в данном случае относятся параметры начального состояния АК (см. рис. 2): начальное напряжение  $U_0$ , внутреннее сопротивление  $r$ , начальная заряженность  $\theta_0$  и полная емкость  $Q$  АК, а также начальная температура  $T_0$ .

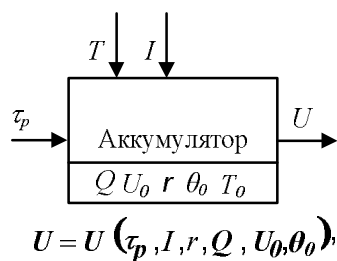


Рис. 2 – Структура математической модели аккумулятора в режиме разряда

**Разработка математической модели разрядной характеристики никель-кадмиевого АК.** Для определения соотношений, описывающих изменение основных характеристик и параметров АК, то есть для построения его математической модели используют схему замещения АК. Электрические схемы замещения описываются при помощи фундаментальных законов теории электрических цепей, таких как закон Ома, первый и второй законы Кирхгоффа и др. Проанализировав литературные источники [1, 3-8] для разработки математической модели, была выбрана схема замещения аккумулятора, описывающая разрядную характеристику НК АК (см. рис. 3):

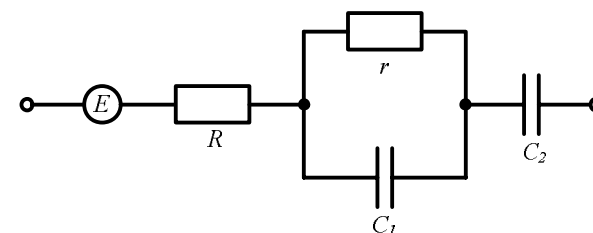


Рис.3 – Выбранная схема замещения АК:  $E$  – идеальный источник постоянной ЭДС;  $R$  – сопротивление электролита в межэлектродном пространстве;  $r, C_1$  – элементы релаксационного блока;  $C_2$  – основной конденсатор, соответствующий основной токообразующей электрохимической реакции

Для удобного анализа и аналитического представления выбранную схему замещения аккумулятора разобьём на четыре участка см. рис.4.

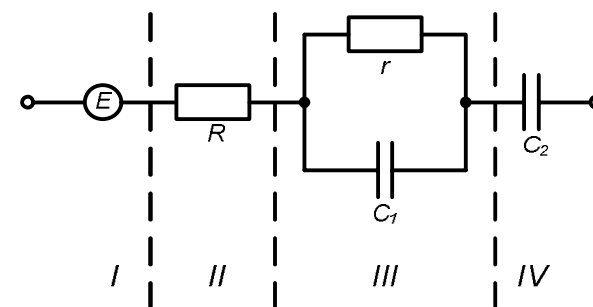


Рис. 4 – Разбиение схемы замещения АК на участки

Первый участок состоит из элемента, представляющего собой источник идеальной ЭДС, напряжение которого равно  $U_1 = E$ . Второй участок представлен резистором  $R$ , который описывает активационно-омическую часть в работе АК. Падение напряжения на этом элементе:

$$U_2 = R \cdot I ; \quad (5)$$

где  $I$  – постоянный внешний ток.

Третий участок схемы замещения АК представляет собой конденсатор  $C_1$  с утечкой электроэнергии на резисторе  $r$ . Этот участок описывает переходные процессы, протекающие в аккумуляторе при его включении на разряд [7]. При пропускании через схему замещения постоянного разрядного тока уравнение, описывающее процесс на участке, имеет вид:

$$-I = \frac{U_3}{r} + C_1 \cdot \frac{dU_3}{dt} . \quad (6)$$

При решении этого дифференциального уравнения используем начальное условие:

$$U_3|_{t=0} = 0 \quad (7)$$

Решение уравнения (6) имеет вид:

$$U_3 = -I \cdot r \cdot \left( 1 - \exp\left(-\frac{q}{C_1 \cdot I \cdot r}\right) \right), \quad (8)$$

где  $q$  – количество электроэнергии, отданное АК за время  $t$  при непрерывном разряде током  $I$ , постоянным по величине [7]:

$$q = I \cdot t . \quad (9)$$

Необходимо учесть, что сопротивление  $r$  не является постоянным, а меняется в течение разряда и подчиняется уравнению Тафеля (уравнение Тафеля связывает перенапряжение электродного процесса с плотностью тока, протекающего через границу электрод – раствор) [8]:

$$U_3 = a + b \cdot \ln(I), \quad (10)$$

и тогда  $r$  можно считать равным дифференциальному сопротивлению для падения напряжения:

$$r = \frac{dU_3}{dI} = \frac{b}{I} . \quad (11)$$

Подставляя зависимость (11) в уравнение (8), имеем:

$$U_3 = -b \cdot \left( 1 - \exp\left(-\frac{q}{C_1 \cdot b}\right) \right) . \quad (12)$$

Подставляя также уравнение (9) в (12), получаем зависимость изменения напряжения на выходе схемы замещения АК (участок III) от тока и времени:

$$U_3 = -b \cdot \left( 1 - \exp\left(-\frac{I \cdot t}{C_1 \cdot b}\right) \right) . \quad (13)$$

Последний четвёртый участок схемы замещения представлен псевдоконденсатором  $C_2$ , который соответствует основной токообразующей электрохимической реакции [8]. При прохождении через псевдоконденсатор  $C_2$  постоянного разрядного тока на этом участке цепи возникает процесс, который можно описать дифференциальным уравнением (14):

$$-I = C_2(t) \cdot \frac{dU_4}{dt} . \quad (14)$$

Так как электротехнические характеристики аккумулятора и конденсатора одинаковы, в течение, разряда ёмкость конденсатора  $C_2$  уменьшается по следующему закону:

$$C_2(t) = C_2^0 \cdot \left( 1 - \frac{q}{Q} \right) = C_2^0 \cdot \left( 1 - \frac{I \cdot t}{Q} \right), \quad (15)$$

где  $C_2^0$  – коэффициент, соответствующий начальной ёмкости конденсатора  $C_2$ ;  $Q$  – ёмкость аккумулятора, которую он способен отдать при разряде в А·с.

Подставляя уравнение (15) в (14), получаем:

$$-I = C_2^0 \cdot \left( 1 - \frac{I \cdot t}{Q} \right) \cdot \frac{dU_4}{dt} . \quad (16)$$

Решение уравнения (16) при начальном условии:

$$U_4|_{t=0} = 0, \quad (17)$$

имеет вид:

$$U_4 = \frac{Q}{C_2^0} \cdot (\ln(-Q + I \cdot t) - \ln(-Q)) . \quad (18)$$

Так как все элементы схемы замещения соединены последовательно, то напряжение на выходе схемы замещения будет определяться алгебраической суммой падений напряжений на отдельных участках:

$$U_{AK} = U_1 + U_2 + U_3 + U_4 . \quad (19)$$

Для определения разрядных характеристик и таких параметров АК как ёмкость и внутреннее сопротивление решение уравнений описывающих схему замещения должно быть представлено в виде  $U(I,t)$ .

С учётом этого, искомая зависимость напряжения от времени и тока имеет следующий вид:

$$U = E - R \cdot I + b \cdot \left( \exp \left( - \frac{I \cdot t}{C_1 \cdot b} \right) - 1 \right) + \frac{Q}{C_2^0} \cdot (\ln(-Q + I \cdot t) - \ln(-Q)) \quad (20)$$

Так как аккумулятор до момента начала тестирования уже мог отдать некоторую долю ёмкости  $q^0$ , зависимость (20), после преобразований, представлена в виде:

$$U(I, t) = E - R \cdot I - b \cdot \left( 1 - \exp \left( - \frac{q^0 + I \cdot t}{C_1 \cdot b} \right) \right) + \frac{Q}{C_2^0} \cdot \left( \ln \left( 1 - \frac{q^0 + I \cdot t}{Q} \right) \right) \quad (21)$$

Таким образом, искомая зависимость  $U(I, t)$  определена. Разработанная математическая модель отражает основные процессы в работе аккумулятора, т.е. в представленной зависимости второе слагаемое отвечает за активационно-омическую часть работы АК, третье слагаемое отвечает за поляризацию разряда, а четвертое слагаемое отвечает за релаксационную поляризацию в АК.

**Результаты моделирования по схеме замещения НК АК.** Для корректного решения задачи необходимо определить недостающие коэффициенты, которые зависят от типоразмера АК. Коэффициенты  $b, C_1, C_2^0$  необходимо предварительно определить экспериментально для разных режимов разряда, а также для различных типов и типоразмеров АК. Для этого необходимо воспользоваться экспериментально полученными ранее разрядными характеристиками различных АК, произвести численный подбор значений коэффициентов и занести полученные данные в таблицу.

Таблица – Коэффициенты математической модели для аккумуляторов типа НКП-90 и НКГ-160.

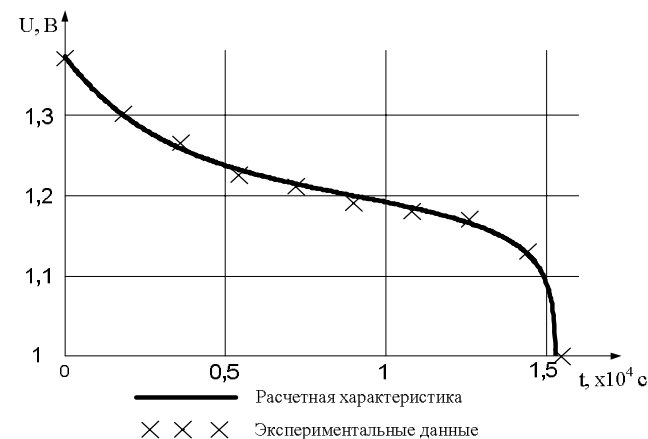
Тип АК	Коэффициенты модели			
	$Q, A \cdot c$	$b, B$	$C_1, \frac{A \cdot c}{B}$	$C_2^0, \frac{A \cdot c}{B}$
НКП-90	$3,578 \cdot 10^5$	0,135	$1,526 \cdot 10^5$	$1,15 \cdot 10^7$
НКГ-160	$6,12 \cdot 10^5$	0,15	$8 \cdot 10^5$	$1,8 \cdot 10^7$

Коэффициент  $Q$  примерно соответствует номинальной ёмкости АК в А·с. Для аккумуляторов типа НКП-90 и НКГ-160 и режима разряда стационарным током коэффициенты  $b, C_1, C_2^0$  были найдены при помощи процедуры оптимизации Левенберга – Маркардта, с использованием экспериментальных разрядных характеристик. Коэффициенты имеют следующие значения (см. таблицу).

Таким образом, подставив недостающие коэффициенты в зависимость напряжения от времени, полученную выше, получим следующие результаты математического моделирования см. рис. 5 и 6.

При известных коэффициентах можно построить разрядные кривые для различных токов и определить параметры АК, а также сравнить с экспериментальными характеристиками ранее проведенного независимого эксперимента (см. рис 7, 8).

Для оценки адекватности модели был проведен независимый эксперимент, в результате которого было установлено, что максимальное расхождение расчетных разрядных и экспериментальных разрядных характеристик не превышает 2,5%. Таким образом, математическая модель адекватна и может быть использована для дальнейших исследований.



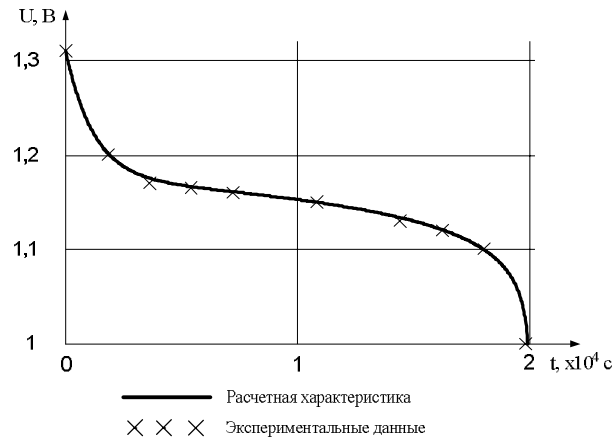


Рис. 6 – Экспериментальные данные для построения модели и расчетная разрядная характеристика АК НКП-90 при разряде током 18 А

**Заключение.** В работе разработана структура модели и последовательность моделирования разрядной характеристики щелочного аккумулятора при помощи схемы замещения никель-кадмиевого аккумулятора.

Применение схемы замещения для моделирования разрядных характеристик упрощает математическое описание происходящих процессов в АК и наглядно иллюстрирует какой элемент схемы несет основную нагрузку в процессе разряда аккумулятора.

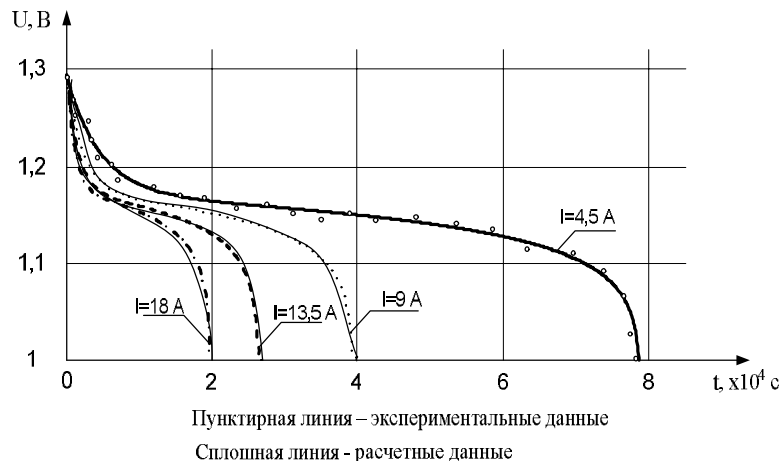


Рис. 7 – Расчетные и экспериментальные разрядные характеристики АК НКП-90 при разряде токами 4,5; 9; 13,5 и 18 А

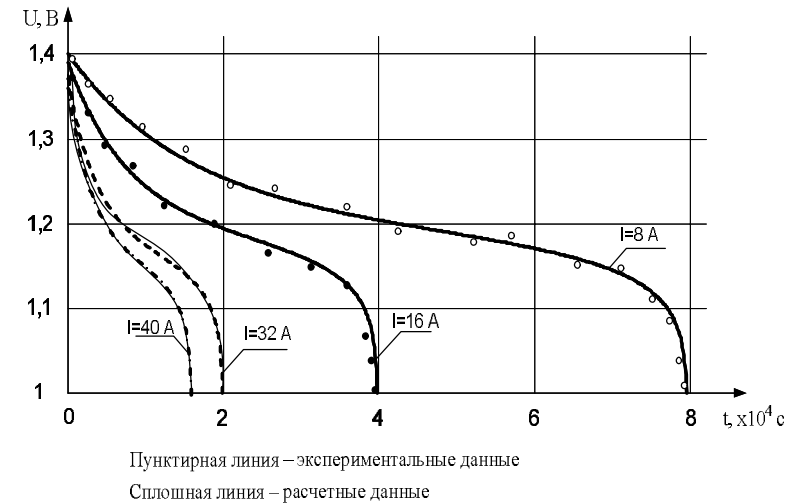


Рис. 8 – Расчетные и экспериментальные разрядные характеристики АК НКГ-160 при разряде токами 8; 16; 32 и 40 А

В результате применения предложенного метода моделирования была получена математическая модель, применимая для широкого спектра типоразмеров НК АК с учетом особенностей их разрядных характеристик. Возможность применения математической модели в широком диапазоне основана на достаточно высокой адаптивности нелинейных составляющих модели для описания характеристик большинства существующих типоразмеров щелочных АК. Полученная расчетная зависимость учитывает и отражает переходные процессы в работе АК, как в начале, так и в конце разряда.

**Список литературы:** 1. Солнечные энергосистемы космических аппаратов. Физическое и математическое моделирование / К. В. Безручко, Н. В. Белан, Д. Г. Белов и др. / Под ред. акад. НАН Украины С. Н. Конюхова. – Харьков: Гос. аэрокосмический ун-т «Харьк. авиац. ин-т», 2000. – 515 с. 2. Васильев К. К. Математическое моделирование систем связи: учебное пособие / К. К. Васильев, М. Н. Служивый. – Ульяновск: УлГТУ, 2008. – 170 с. 3. Романов В. В. Химические источники тока / В. В. Романов, Ю. М. Хашев – 2-изд., перераб. и доп. – М.: Сов. Радио, 1978. – 264 с. 4. Розениток Б. Я. Динамическая модель аккумуляторного источника питания как объекта автоматического управления / Б. Я. Розениток, Е. В. Пугачев, Л. В. Козелков // Электротехника. – 1989. – №9. – С. 13-18. 5. Electronic-network modelling of rechargeable NiCd cells and its application to the design of battery management system / H.J. Bergveld, W.S. Kruijt, P.H.L. Notten // Journal of Power Sources-77, – 1999, – P. 143-158. 6. Туркин И. Б. Метод параметрической идентификации схемы замещения химических источников тока / И. Б. Туркин // Авиационно-космична техніка і технологія. – 2000. – Вип.15. – С. 136-140. 7. Галушкина Н. Н. Структурная модель щелочного аккумулятора. Релаксационная поляризация / Н. Н. Галушкина, Д. Н. Галушкин // Электрохимическая энергетика. – 2005. – Т.6, №1. – С. 41-45. 8. Галушкин Н. Е. Анализ эмпирических зависимостей, описывающих разряд щелочных аккумуляторов / Н. Е. Галушкин, Н. Н. Галушкина // Электрохимическая энергетика. – 2005. – Т.5, №1. – С. 43-50.

Поступила в редколлегию 10.04.2012.

**А.Н. БОРИСЕНКО**, д-р техн. наук, проф., НТУ “ХПИ”;  
**В.И. РЕВУЦКИЙ**, преподаватель – стажер, НТУ “ХПИ”

### ОЦЕНКА ТОЧНОСТИ ВОСПРОИЗВЕДЕНИЯ КВАЗИОПТИМАЛЬНОГО ЗАКОНА УПРАВЛЕНИЯ АВТОНОМНОЙ ДИЗЕЛЬ – ЭЛЕКТРИЧЕСКОЙ СТАНЦИЕЙ

У статті оцінено середньоквадратичну похибку реалізації квазіоптимального закону управління автономною дизель - електричною станцією при впливі декількох факторів.

В статье оценена среднеквадратическая погрешность реализации квазиоптимального закона управления автономной дизель – электрической станцией при воздействии нескольких факторов.

In the article has been rated mean square error the implementation of quasi-optimal control law autonomous diesel - power station under the influence of several factors.

**Постановка проблемы.** В последние годы получили довольно широкое распространение автономные электростанции мощностью от одной до нескольких тысяч киловатт на базе дизелей с газотурбинным наддувом, они достаточно мобильны и просты в эксплуатации и обслуживании. В то же время их технико – экономические и экологические показатели, такие, как топливная экономичность, длительность переходного процесса и отклонение частоты вырабатываемой электроэнергии от заданного значения при резких изменениях нагрузки, дымность и токсичность отработанных газов и др., существенно зависят от законов управления топливоподачей и воздухообеспечением [1].

Анализ литературы показывает, что многие работы посвящены вопросам выбора и обоснования критерия качества систем регулирования дизель – генераторов, синтезу квазиоптимальных законов управления и разработке программно – аппаратных средств для их технической реализации [2]. В ряде случаев приводятся экспериментальные данные, подтверждающие правильность основных положений теоретических исследований, но точность реализации выбранного критерия качества не оценивается [3].

**Цель статьи.** Определение случайной погрешности оценки критерия – функционала и квазиоптимального закона управления по топливоподаче и воздухообеспечению на примере дизель – электрической станции мощностью 2000 кВт, в которую входит агрегат типа Д70 или Д80.

Критерий-функционал, рассмотренный в [2], можно записать следующим образом [4]

$$I = \sum_{j=1}^n \beta_j \cdot I_j, \quad (1)$$

где 
$$I_j = \int_0^{t_k} x_j^2(t) dt, \quad (j = \overline{1,3}) \quad (2)$$

Функционалы (2) имеют различные размерности, следовательно, различные размерности должны также иметь весовые коэффициенты  $\beta_j$ , ( $j = \overline{1,3}$ ). В связи с этим введем обозначения

$$I_j = \frac{1}{x_{j \max}^2} \int_0^{t_k} x_j^2(t) dt = \frac{I_j}{x_{j \max}^2}; \quad (3)$$

$$\beta_j = \beta_j \cdot x_{j \max}; \quad (j = \overline{1,3}), \quad (4)$$

где  $x_{j \max}$  – максимально допустимое значение компоненты  $x_j(t)$  вектора состояния дизель – генератора (ДГ). Тогда функционал (1) принимает вид

$$I = \sum_{j=1}^3 \overline{\beta_j} \cdot \overline{I_j} \quad (5)$$

причем в соотношении (5) все функционалы  $\overline{I_j}$ , ( $j = \overline{1,3}$ ) имеют одинаковые размерности, а весовые коэффициенты  $\overline{\beta_j}$ , ( $j = \overline{1,3}$ ) – безразмерные.

Обозначим через  $\overline{I_j^*}$ , ( $j = \overline{1,3}$ ) минимальные значения функционалов (3), которые имеют место при минимизации каждого из этих функционалов, тогда при фиксированных значениях весовых коэффициентов  $\overline{\beta_j}$ , ( $j = \overline{1,3}$ ) минимально возможное значение функционала (5) составляет

$$I = \sum_{j=1}^3 \overline{\beta_j} \cdot \overline{I_j^*}. \quad (6)$$

Согласно работе [4] запишем

$$\bar{\beta}_j = \frac{1}{I_j^* \sum_{j=1}^3 \frac{1}{I_j^*}}, \quad (j = \overline{1,3}), \quad (7)$$

$$\beta_j = \frac{x_{j\max}}{I_j^* \cdot \sum_{j=1}^3 \frac{x_{j\max}^2}{J_j^*}}, \quad (j = \overline{1,3}). \quad (8)$$

Значения функционалов (2) и  $x_{j\max}$  определим из экспериментальных данных, полученных на реальном ДГ при его натурных испытаниях. Соответствующие графики приведены на рисунке 1.

Найдем вначале

$$I_{2(1)} = \int_0^{t_k} h_p^2(t) dt, \quad (9)$$

аппроксимируя экспериментально полученную кривую 1 на рис.1 экспонентой (кривой 2 на этом же рисунке),

$$I_{2(2)} = \int_0^{t_k} h_{pm}^2 (1 - e^{-t/\tau_1})^2 dt. \quad (10)$$

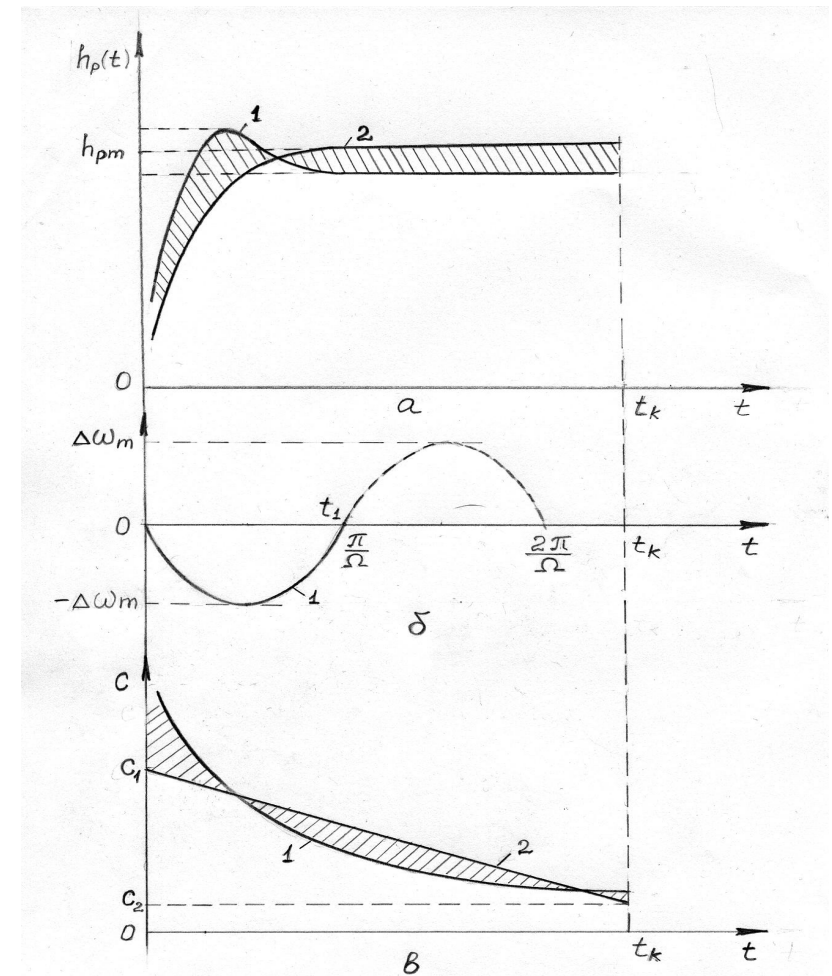


Рис. 1 - Экспериментальные (1) и аппроксимированные (2) зависимости для ДГ типа Д80: а – перемещение топливodoзирующего органа в переходном режиме; б – изменение угловой скорости вала в переходном режиме; в – изменение массы выбросов сажи в переходном режиме

Постоянную времени  $\tau_1$  найдем следующим образом



$$\tau_1 = \frac{t_k}{4,6},$$

а интервал времени  $[0, t_k]$  возьмем из рисунка. После соответствующих преобразований (10) получим

$$I_{2(2)} = 7,1h_{pm}^2.$$

Полагая, что функционалы (9) и (10) одинаковы, запишем

$$I_{2(1)} = I_{2(2)} = 7,1h_{pm}^2. \quad (11)$$

Определим теперь

$$I_1 = \int_0^{t_k} [\omega_n - \omega(t)]^2 dt = \int_0^{t_k} \Delta\omega^2(t) dt, \quad (12)$$

считая кривую  $\Delta\omega(t)$  полувошной синусоиды, получаем

$$\Delta\omega(t) = -\Delta\omega_m \sin \Omega t,$$

где  $\Omega = \frac{\pi}{t_1}$  – угловая частота упомянутой выше синусоиды.

Поскольку при  $t > t_1$   $\Delta\omega(t) = 0$ , то верхний предел в функционале (12) заменим на  $t_1$  и после соответствующей подстановки запишем

$$I_1 = \int_0^{t_1} \Delta\omega_m^2 \sin^2 \Omega t dt = \int_0^{\frac{\pi}{\Omega}} \Delta\omega_m^2 \sin^2 \Omega t dt \quad (13)$$

Согласно [5] после соответствующих преобразований (13) получим

$$I_1 = \frac{\Delta\omega_m^2 \cdot \Omega}{2}. \quad (14)$$

Рассмотрим функционал

$$I_3 = \int_0^{t_k} v^2(t) dt, \quad (15)$$

считая, что основную часть вредных токсичных компонентов в отработанных газах (ОГ) составляет углерод С (сажа). Для упрощения расчетов аппроксимируем кривую 1 на рис. 1 в кривую 2.

Тогда вместо функционала (15) запишем

$$I_{3(2)} = \int_0^{t_k} C^2(t) dt, \quad (16)$$

где  $C(t) = K_c t + C_2$ ,  $K_c = \frac{C_2 - C_1}{t_k}$ .

Функционал (16) можно представить в виде

$$\begin{aligned} I_{3(2)} &= \int_0^{t_k} (K_c t + C_2)^2 dt = \int_0^{t_k} K_c^2 t^2 dt + 2 \int_0^{t_k} K_c C_2 t dt + \int_0^{t_k} C_2^2 dt = \\ &= \frac{K_c^2 t_k^3}{3} + K_c C_2 t_k^2 + C_2^2 t_k \end{aligned} \quad (17)$$

Получим значения функционала (2) с учетом (17), (14), (10) и имеющихся экспериментальных данных, согласно которым при набросе 75% нагрузки  $h_{pm} = 85$  мм;  $\Omega = 2,72 \frac{\text{рад}}{\text{с}}$ ;  $\Delta\omega_m = 1,3 \frac{\text{рад}}{\text{с}}$ ;  $C = 0,45 \frac{\text{мг}}{\text{л}}$ ;  $\bar{I}_1 = 7,1$ ;  $\bar{I}_2 = 0,8$ ;  $\bar{I}_3 = -4,84$ .

Найдем теперь весовые коэффициенты  $\beta_j$  согласно формуле

(9)

$$\bar{\beta}_1 = \frac{1}{\bar{I}_1 \cdot \left( \frac{1}{\bar{I}_1} + \frac{1}{\bar{I}_2} + \frac{1}{\bar{I}_3} \right)} = 1,055;$$

$$\bar{\beta}_2 = \frac{1}{\bar{I}_2 \cdot \left( \frac{1}{\bar{I}_1} + \frac{1}{\bar{I}_2} + \frac{1}{\bar{I}_3} \right)} = 0,119;$$

$$\bar{\beta}_3 = \frac{1}{\bar{I}_3 \cdot \left( \frac{1}{\bar{I}_1} + \frac{1}{\bar{I}_2} + \frac{1}{\bar{I}_3} \right)} = -0,18.$$

Принимая во внимание найденные  $\overline{\beta}_1, \overline{\beta}_2, \overline{\beta}_3$ , функционал (1) можно записать следующим образом

$$I = 0,66I_1 + 1,96I_2 + 0,16I_3. \quad (18)$$

После подстановки в (18) выражений (17), (14) и (10) получим

$$I = 0,9(\Delta\omega_m)^2 + 13,9h_{pm}^2 + 0,8C_2^2 + 0,416 \quad (19)$$

$$\text{или} \quad I = R_\omega + R_{hp} + R_c, \quad (20)$$

где  $R_\omega = 0,9(\Delta\omega_m)^2$ ;

$$R_{hp} = 13,9h_{pm}^2;$$

$$R_c = 0,8C_2^2 + 2,5C_2 + 0,416.$$

Далее найдем коэффициенты чувствительности [6,7] для номинального режима работы ДГ

$$\begin{aligned} \frac{\partial R_\omega}{\partial \omega} &= 2,34 \text{ рад/с}; & \frac{\partial R_{hp}}{\partial h_p} &= 2,36 \text{ м}; \\ \frac{\partial R_c}{\partial C_2} &= 1,78 \text{ мг/л}. \end{aligned} \quad (21)$$

Предполагая, что погрешности измерения  $\omega$ ,  $h_p$  и  $C$  распределены по нормальному закону, с учетом [4, 6, 8], можно записать выражения для среднеквадратических отклонений

$$\begin{aligned} \sigma_\omega &= \frac{\overline{\Delta\sigma}}{3} = 0,166\%; \\ \sigma_{h_p} &= \frac{\overline{\Delta h_p}}{3} = 0,333\%; \quad \sigma_c = \frac{\overline{\Delta C}}{3} = 1\%, \end{aligned} \quad (22)$$

где  $\overline{\Delta\omega}$  – предельная относительная погрешность измерения угловой скорости;

$\overline{\Delta h_p}$  – предельная относительная погрешность измерения координаты топливodoзирующего органа;

$\overline{\Delta C}$  – предельная относительная погрешность массы сажи в ОГ.

Считая  $\sigma_\omega$ ,  $\sigma_{h_p}$  и  $\sigma_c$  некоррелированными, найдем для номинального режима среднеквадратическую ошибку реализации критерия-функционала [3, 4].

$$\sigma_I = \left[ \left( \frac{\partial R_\omega}{\partial \omega} \cdot \frac{\sigma_\omega}{\Delta\omega_m} \right)^2 + \left( \frac{\partial R_{hp}}{\partial h_p} \cdot \frac{\sigma_{h_p}}{h_{pm}} \right)^2 + \left( \frac{\partial R_c}{\partial C} \cdot \frac{\sigma_c}{C_2} \right)^2 \right]^{1/2} = 7,9\%.$$

**Выводы.** Таким образом, можно считать, что среднеквадратическая погрешность реализации квазиоптимального закона управления лежит в пределах 4–8%, и вполне приемлема для решения практических задач.

**Список литературы:** 1. Долгих И.Д. Разработка систем автоматического непрерывно дискретного регулирования транспортных дизелей: автореф. дис. докт. наук / И.Д. Долгих. – Харьков, 1993. – 47с. 2. Борисенко А.Н. Синтез квазиоптимального закона управления фазой, цикловой подачей и воздухообеспечением дизель-генератора с наддувом / А.Н.Борисенко, В.П.Самсонов, О.И.Чемоданов // Вестник Национального технического университета "ХПИ". – Харьков, 2003.– №7 –151с.–С.7–14. 3. Богаевский А.Б. Испытания дизеля 1Д80Б с электронным регулятором типа СУДМ – 01. / А.Б. Богаевский, А. Ф. Агулов, А.В. Басов, В.Н. Зайончковский, В.А. Рузов // Межвуз. сб. научн. трудов “Совершенствование конструкции локомотивов и системы их обслуживания.” С. – Петербург, ПГУПС. – 2004. – С. 49-56. 4. Корн Г, Справочник по математике (для научных работников и инженеров) / Г.Корн, Т.Корн. – М.: Наука, 1978. – 832с. 5. Двайт Г.Б. Таблицы интегралов и другие математические формулы / Г.Б. Двайт. – М.:Наука 1977. – 224 с. –С. 223-224. 6. Орнатский П.П. Автоматические измерения и приборы / П.П. Орнатский. – К.: Вища школа, 1980. – 557 с. 7. Первачев С.В. Статистическая динамика радиотехнических следящих систем / С.В.Первачев, А.А.Валуев, В.М.Чиликин. – М.: Советское радио, 1973.– 488 с. 8. Статистические методы исследования электромеханических систем / Е.Е.Александров, Б.И.Кузнецов, А.Н.Сиротенко, Т.Е.Василец, Т.Б.Никитина. – Харьков, 2006. – 303 с.

Поступила в редколлегию 21.03.2012

**О.В. ВАСИЛЬСВА**, ЗАТ «Завод Південкабель», Харків;  
**Л.А. ЩЕБЕНЮК**, канд. техн. наук., проф., НТУ «ХП»

### ВЛИЯНИЕ ТОЧНОСТИ ИЗМЕРЕНИЯ ТОЛЩИНЫ ОБРАЗЦОВ ПВХ-ПЛАСТИКАТОВ НА ДИСПЕРСИЮ МАКСИМАЛЬНОГО УСИЛИЯ (MAXIMUM TENSILE FORCE) ПРИ ОДНООСНОМ РАСТЯЖЕНИИ

Виконаний аналіз результатів порівняння механічних властивостей наповненого ПВХ-пластикату. Проаналізовано результати розрахунку технологічних властивостей полімерних матеріалів на основі полівінілхлориду.

Выполнен анализ результатов сравнения механических свойств наполненного ПВХ-пластиката. Проанализованы результаты расчета технологических свойств полимерных материалов на основе поливинилхлорида.

The analysis of results following mechanicals properties full polyvinylchloride plasticate. The analysis of datas of calculation of the technological properties of polymeric materials PVC.

**Постановка проблемы** Для выбора технологических параметров переработки ПВХ-пластикатов и поиска оптимальных составов многокомпонентных структур в кабельном производстве необходим контроль дисперсий основных параметров пластиката, в особенности его механических характеристик. Такой контроль не предусмотрен нормативной документацией и, соответственно, - критерии и методы измерения дисперсий основных параметров пластиката должны быть разработаны и использованы при производстве кабелей.

**Анализ литературы.** При определении механических характеристик кабельных пластмасс в условиях производства предусмотрен [1] контроль на стандартных образцах следующих характеристик:

- максимального усилия  $P_m$  (maximum tensile force), напряжения  $\sigma = P/F$  (tensile stress), максимального напряжения  $\sigma_m = P_m / F$  (tensile strength) при одноосном растяжении,

- относительного удлинения при разрыве  $\delta = (l - l_0) \cdot 100/l_0$ , % (elongation at break),

где  $F$  - площадь поперечного сечения образца,  $l_0$  - длина его до разрыва и  $l$  - длина после разрыва. Полученные значения сопоставляют с нормативными. Для принятия технологических решений таких данных бывает недостаточно, поскольку наблюдается значительный разброс характеристик, полученных в одинаковых условиях [2].

**Цель работы.** Экспериментальная оценка влияния точности измерения толщины образцов ПВХ-пластикатов на дисперсию максимального усилия  $P_m$  при одноосном растяжении.

**Основные результаты.** На рис. 1 представлена характерная корреляционная зависимость между максимальным усилием  $P_m$  при растяжении и толщиной  $t$  образца пластмассы. Достаточно высокий коэффициент линейной корреляции (для данной совокупности 70 %) свидетельствует о том, что для описания зависимости  $P_m = f(t)$  в данном случае может быть использована линейная функция.

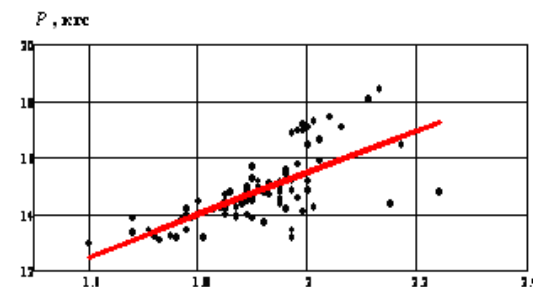


Рис.1 – Корреляционная зависимость между максимальным усилием  $P_m$  и толщиной  $t$  образца пластмассы

Приведены данные  $P_m = f(t)$  для пластиката ППО 30-35. Коэффициент линейной корреляции  $k$  между максимальным усилием  $P_m$  при растяжении равен  $k = 0,681$ , что свидетельствует о том, что зависимость  $P^* = f(t^*)$  может быть представлена эмпирической линейной функцией:  $P^* = a + b t^*$ , где значения параметров, определенные методом наименьших квадратов,  $a = 0,652$  кгс;  $b = 7,427$  кгс/мм.

Данные рис.1 свидетельствуют о том, что наблюдается увеличение дисперсии разрывного усилия по мере увеличения толщины образцов. Сопоставление этих данных с относительными удлинениями при разрыве соответствующих образцов показали, что для партий образцов, отличающихся существенно большими значениями  $\delta = (l - l_0) \cdot 100/l_0$ , во-первых, характерны большие рассеяния значений толщины образцов, изготовленных в одинаковых условиях, и, во-вторых, только для таких (существенно более эластичных образцов) характерно резкое изменение коэффициента в линейной функции  $P_m = f(t)$ , который практически определяет дисперсию максимального усилия при растяжении  $D[P_m]$  [2].

Эти наблюдения позволили предположить, что, во-первых, для существенно более эластичных образцов имеет место большая ошибка при измерении их толщины, и, во-вторых, чем эластичнее образцы, тем они дольше пребывают под действием растягивающей нагрузки. Эти предположения проверены количественно.

Для этого использован известный [3] принцип Мизеса, в котором совокупность данных разбивают на составляющие выборки и для них повторяют статистическую процедуру. В данном случае использован хронологический принцип. Результаты представлены на рис.2.

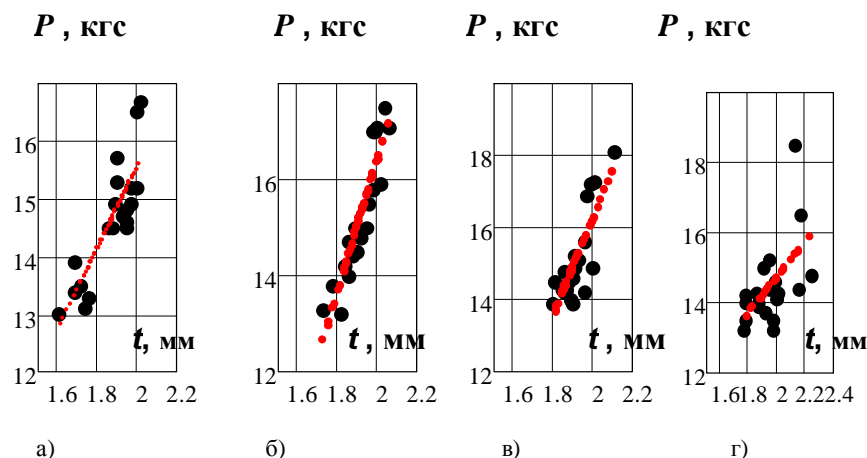


Рис.2 – Корреляционные зависимости между максимальным усилием  $P_m$  и толщиной  $t$  образца пластмассы для выборок, составляющих совокупность, представленную на рис.1

Значения параметров для линейных функций  $P^* = a + b t^*$ , определенные методом наименьших квадратов, приведены в таблице 1.

Таблица 1 - Значения параметров зависимости максимального усилия от толщины образца

Обозначение параметра	Значения параметров для выборок			
	а)	б)	в)	г)
$a$ , кгс	1,562	- 10,205	-9,914	4,584
$b$ , кгс/мм	6,994	13,278	13,063	5,063

Данные таблицы свидетельствуют о том, что выборки б) и в) практически тождественны, а выборки а) и г) подобны. Для исследования причин значительного различия параметров для выборок а) и г), с одной стороны, и б) и в), с другой, нами использован метод интервальной математической статистики [4,5]. Результаты определения максимальной вероятности  $P_{max}$  ( $t > 2,5$  мм) того, что толщина образца окажется большей 2,5 мм, представлены на рис.3.

График на рис.3 свидетельствует о том, что хотя диапазоны экспериментальных значений  $P^*$  и  $t^*$ , практически одинаковые, образцы пластмассы в выборках б) и в) имеют значительно большую стабильность

толщины, чем образцы пластмассы в выборках а) и г). Это подтверждает вывод в [2] о том, что именно дисперсия толщины определяет параметры функции  $P^* = a + b t^*$ , и может служить критерием неоднородности ПВХ-пластиката.

Значительное различие стабильности толщины образцов в выборках б) и в) с одной стороны, и а) и г), с другой, позволяет количественно показать это.

При этом следует учесть то, что ПВХ-пластикаты - материалы, для которых зависимость между напряжением и деформацией зависит от времени действия напряжения. Такие материалы называют **вязкоупругими**. Процессы деформирования **вязкоупругих** материалов описывает **теория наследственной вязкоупругости**, основанная на двух положениях [6]:

- 1) Силы упругости зависят не только от мгновенных смещений, но и от предыдущих деформаций, которые тем меньше влияют на эти силы, чем большее время прошло с момента появления предшествующих деформаций.
- 2) Влияния деформаций, которые возникли в различное время, складываются.

При стандартных методах испытаний [1], которые использованы в данной работе, фактор влияния времени безусловно имеет место, но не учитывается непосредственно. Очевидно, что фактор времени влияет и на дисперсию полученных результатов. Для таких испытаний можно записать:

$$\sigma(t) = E[\varepsilon(t) - \Delta\varepsilon], \quad (1)$$

где первое слагаемое в скобках - линейная функция времени (скорость разведения зажимов разрывной машины постоянна и известна), а другое слагаемое в скобках может быть, в принципе, определено экспериментально. В этом случае (1) позволяет найти эмпирическую оценку модуля упругости для начального участка кривой  $\sigma(t)$ .

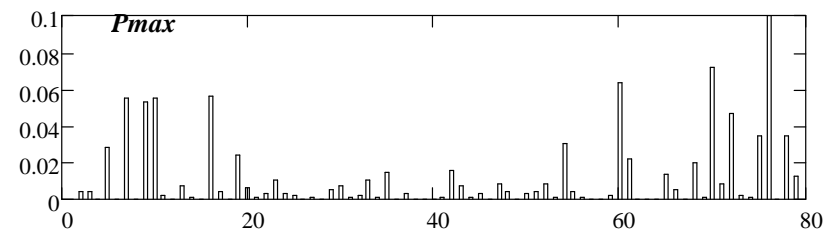


Рис.3 – Максимальная вероятность  $P_{max}$  ( $t > 2,5$  мм) того, что толщина образца превысит заданную

При стандартных испытаниях [1] при постоянной скорости разведения зажимов разрывной машины время испытания отражает длина образца в момент разрыва ( стандартный показатель – относительное удлинение при разрыве  $\delta$ , % (табл.2).

Таблица 2 - Значения статистических показателей механической прочности ПВХ-пластиков

Показатель	Значения статистических показателей для выборок			
	а)	б)	в)	г)
Среднее максимальное усилие $P$ , кгс	14,61	15,21	15,12	14,46
Среднее удлинение $\delta$ , %	264	260	234	278
Максимальное удлинение $\delta_{max}$ , %	300	280	260	320

В соответствии с данными табл.2 наибольшее влияние времени на результаты испытаний долино кметь место для образцов выборки г), для которых разрывное усилие наименьшее. Это позволило мспользовать отношение разрывного усилия к длине образца в момент разрыва как показатель сопротивления деформированию  $Rd$ .

Сопоставлены сопротивления деформированию  $Rd$  для образцов ПВХ-пластиков с наименьшим (в) и наибольшим (г) относительным удлинением при разрыве. Для ПВХ-пластика с наименьшим (в) относительным удлинением корреляция отсутствует – влияние времени испытаний мало, а для ПВХ-пластика с наибольшим (г) относительным удлинением корреляция достаточно сильная (соответствующий коэффициент 0,616). Линейная аппроксимация данных на рис.2 г) такая:

$$Rd^* = 0,022 + 0,088 t^* \quad (2)$$

Полученное значение коэффициента влияния толщины  $t$  на сопротивление деформированию  $Rd$  учтено нами при определении влияния дисперсии толщины на дисперсию разрывного усилия  $D[P]$ , как дисперсию суммы двух случайных величин:

$$D[P_m] = b^2 (D[t] + D[\zeta]) = b^2 (\sigma[t])^2 + b^2 (\zeta_{max} - \zeta_{min})^2, \quad (3)$$

где  $b$  - эмпирический коэффициент в  $P^* = a + b t^*$ ,  $\zeta$  - ошибка при измерении толщины  $\zeta \in [-0,025; +0,025]$ .

Для ПВХ-пластика с наибольшим (г) относительным удлинением при разрыве ошибка при измерении толщины большая в соответствии с коэффициентом при топщине в (2)  $\zeta(r) \in [-0,088; +0,088]$ .

Результаты расчета дисперсий разрывного усилия (3) сопоставлены с соответствующими экспериментальными данными и представлены на рис. 4.

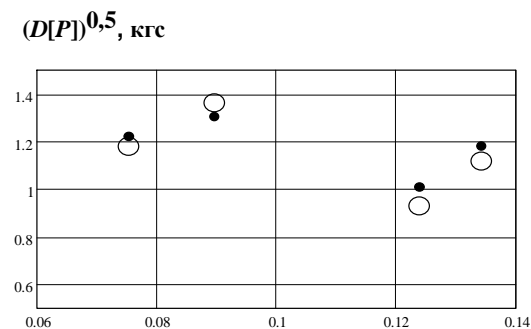


Рис.4 - Результаты расчета дисперсий разрывного усилия (3) сопоставлены с соответствующими экспериментальными данными

**Выводы.** 1. Дисперсия максимального усилия при растяжении  $D[P_m]$  является дисперсией суммы двух случайных величин: толщины  $t$  и ошибки  $\zeta$  при измерении толщины. Предложено и проверено экспериментально соответствующее расчетное соотношение.

2. Критерием неоднородности ПВХ-пластиката при стандартных испытаниях в условиях производства может быть выбран коэффициент в линейной функции  $P_m = f(t)$ , который практически определяет дисперсию максимального усилия при растяжении  $D[P_m]$ .

**Список литературы:** 1. ДСТУ ІЕС 811-1-1:2003 Матеріали ізоляції та оболонки електричних та оптичних кабелів. Загальні методи випробувань Частина 1-1. 2. Золотарьов В.М. Контроль дисперсії параметрів деформування пластмас для ізоляції і оболонки кабелів у пожежебезпечному виконанні / В.М. Золотарьов, О.В. Васильєва, Л.А. Щербенюк // Вісник НТУ «ХП». – Харків: НТУ «ХП», 2012. – № 1. 3. Щербенюк Л.А., Математичні основи надійності ізоляції електрообладнання. Навч.-метод. Посібник / Л.А. Щербенюк, О.В. Голик. – Харків: НТУ «ХП», 2005. – 101 с. 4. Кузнецов В.П. Интервальные статистические модели / Кузнецов В.П. – М.: Радио и связь, 1991. – 352 с. 5. Антонец Ю.А. Контроль технологического процесса изготовления эмальпровода / Ю.А. Антонец, Л.А. Щербенюк, О.В. Голик // Вісник НТУ «ХП». – Харків: НТУ «ХП», 2005. – Вип.42.– С. 43 – 46. 6. Колтунов М.А. Прочностные расчеты изделий из полимерных материалов / М.А. Колтунов, В.П. Майборода, В.Г. Зубчианов. – М.: Машиностроение. 1983.- 239 с.

Поступила в редколлегию 07.04.2012

**Ю.Н. ВЕПРИК**, д-р. техн. наук, проф. НТУ «ХПИ»

## РЕЖИМЫ НЕЙТРАЛИ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ СЕТЕЙ 6-10 кВ

В работе представлены результаты исследований электромагнитных переходных процессов и эффективности применяемых средств ограничения емкостных токов и перенапряжений при однофазных замыканиях на землю в электрических сетях 6-10 кВ с различными режимами нейтрали.

В роботі представлені результати досліджень електромагнітних перехідних процесів та ефективності застосовуваних засобів обмеження ємнісних струмів і перенапруг при однофазних замиканнях на землю в електричних мережах 6-10 кВ з різними режимами нейтралі.

The paper presents the results of studies of electromagnetic transients in power networks 6-10 kV with different modes of neutral and means of limiting the effectiveness of capacitive currents and surge in single-phase ground faults.

**Постановка проблемы.** В электрических сетях 6–10 кВ принципиально возможны различные способы заземления нейтрали (изолированная, заземленная через дугогасящий реактор (ДГР), низкоомный или высокоомный резисторы). В Украине сети 6–10 кВ работают либо с изолированной нейтралью, либо с компенсацией емкостного тока замыкания на землю. Причем работают в условиях, когда какие-либо средства ограничения токов и напряжений при однофазных замыканиях на землю (ОЗЗ) практически отсутствуют, поэтому высокая аварийность характерна как для тех, так и для других сетей. В России в соответствии с последней редакцией ПУЭ предусмотрена возможность работы сетей 6–35 кВ и с резистивным заземлением нейтрали. И в Украине предлагается внести изменения в соответствующие статьи действующих сегодня ПУЭ, касающиеся режимов работы нейтрали сетей 6–35 кВ.

Однако вопросы о том, какому способу заземления и при каких условиях отдать предпочтение, какие средства ограничения токов ОЗЗ и перенапряжений при этом использовать, как выбирать их параметры и др. активно обсуждаются, предлагаются их различные решения, но эффект от внедрения принятых решений оказывается, как свидетельствуют публикации, далеко не всегда положительным. Необходимый опыт в решении этих вопросов могли бы дать либо широкомасштабные экспериментальные исследования, либо длительная проверка в условиях эксплуатации. Однако возможности проведения экспериментов на действующем оборудовании ограничены, а часто – практически

исключены, а для принятия решений по результатам опыта эксплуатации требуется длительное время.

В то же время при современном уровне развития средств вычислительной техники широкомасштабные исследования могут быть реализованы с применением методов математического моделирования и компьютеров. Для проведения таких исследований необходимо иметь полные и точные модели, учитывающие все основные, важные для рассматриваемой задачи, свойства и характеристики сетей – их реальные схемы и режимы, способы заземления нейтрали, конфигурацию и состав оборудования, емкостные и индуктивные параметры элементов сети, нелинейные характеристики защитных аппаратов и другие факторы. Но такие модели в настоящее время отсутствуют, а имеющиеся ориентированы на учет ограниченного числа факторов и не могут обеспечить решение такого широкого круга задач.

**Анализ последних исследований и публикаций.** В опубликованных работах, использующих математическое моделирование и вычислительную технику для исследования переходных процессов, происходящих при замыканиях фазы на землю в сетях 6–10 кВ, рассматриваются, как правило, упрощенные эквивалентные схемы замещения сетей, применение которых приводит к тому, что результаты теоретических исследований, выполненных разными авторами и организациями, противоречивы. Так, например, по поводу применения резисторов в одних работах говорится о «...необходимости перевода электрических сетей 6-35 кВ различного конструктивного исполнения и назначения на режим резистивного заземления нейтрали» [3], в других, наоборот, столь же категорично утверждается, что «...включение высокоомных резисторов для защиты от перенапряжений совершенно нецелесообразно» [4]. Та же ситуация и с другими средствами ограничения емкостных токов и перенапряжений.

Опыт же практического использования предлагаемых средств показывает, что в зависимости от конкретных условий реализации эффект от применения каждого из них оказывается либо положительным, либо отрицательным. Такую ситуацию следует рассматривать как свидетельство того, что принципиальная возможность применения соответствующих средств имеется (при наличии положительных результатов), но необходима работа по выявлению и уточнению условий, при которых применение того или иного способа может дать положительный эффект.

А отрицательный опыт применения тех или иных средств можно рассматривать и как результат неправильного их использования или неудачной технической реализации, и как свидетельство того, что вопросы выбора средств ограничения и режима нейтрали еще недостаточно изучены. Поэтому сообщения о том, что для настройки ДГР

«перепробованы все известные принципы регулирования (амплитудный, фазовый, ШИМ-модуляции, непромышленной частоты и др.), однако ни один не дал искомого результатов» [1] можно рассматривать как подтверждение необходимости в разработке более точных и адекватных моделей для определения области применения различных способов заземления нейтрали и поиска эффективных средств ограничения токов и перенапряжений при ОЗЗ в электрических сетях 6–10 кВ.

**Цель, задачи исследования.** Для определения путей повышения эффективности средств ограничения перенапряжений и токов при ОЗЗ в кабельных сетях 6–10 кВ необходимо сначала выяснить причины низкой эффективности тех средств, которые применяются. Упрощенными моделями на основе однофазных эквивалентов, не отражающими целый ряд особенностей как самих сетей, так и протекающих в них переходных процессов, эта задача не решается. Базовая модель [2], основанная на представлении элементов сети не однофазными эквивалентами, а трехфазными многополюсниками и уравнениями в фазных координатах, позволяет учитывать реальную конфигурацию сети, параметры элементов сети (активные сопротивления, собственные и взаимные индуктивности и емкости фаз) и параметры ее режима (токи, напряжения, мощности фаз), способ заземления нейтрали и воспроизводить электромагнитные переходные процессы при симметричных и несимметричных повреждениях в электрических сетях произвольной конфигурации. Поэтому с целью выявления факторов, снижающих эффективность применяемых средств ограничения емкостных токов и перенапряжений, исследования режимов работы кабельных сетей 6–10 кВ выполнены с применением этой модели.

**Основной материал исследований.** Емкостные токи и перенапряжения при однофазных замыканиях на землю в распределительных электрических сетях, количественные характеристики и характер электромагнитных переходных процессов зависят от схемы и режима сети, параметров и суммарной длины линий, от способа заземления нейтрали, от параметров индуктивных (ДГР) или резистивных (R) элементов в нейтрали трансформаторов. Для определения основных влияющих факторов, степени их влияния и оценки возможности повышения эффективности применяемых средств, а также для иллюстрации возможностей разработанных программных средств ниже в качестве расчетных рассмотрены четыре характерных схемы, различающихся суммарной длиной кабельных линий (табл. 1).

Таблица 1 – Характеристика расчетных схем

Номер схемы	Суммарная длина, км	Эквивалентное сопротивление, Ом	Ток ОЗЗ, А	Количество узлов
1	21,5	5,0 – j637,0	0 + j15	21
2	41,6	8,1 – j220,2	3 + j45	54
3	62,5	8,8 – j140,1	9 + j72	76
4	85,3	8,9 – j103,9	15 + j96	93

Суммарные длины кабельных сетей в рассмотренных схемах (от 20 до 80 км) охватывают диапазон изменения протяженности реальных сетей. В каждой из схем кроме основного силового трансформатора имеется дополнительный трансформатор со схемой соединения обмоток Y/Δ, нейтраль которого может быть изолирована, заземлена через реактор (резонансное заземление) или резистор (резистивное заземление).

Для каждой из схем с учетом ее реальной конфигурации с применением разработанной математической модели выполнены расчеты электромагнитных переходных процессов при ОЗЗ. Моделирование переходных процессов выполнено путем численного интегрирования систем дифференциальных уравнений неявными методами, порядок решаемых систем дифференциальных уравнений равен утроенному количеству трехфазных узлов сети, в процессе численного интегрирования определяются мгновенные значения напряжений и токов (в виде цифrogramм) во всех узлах и ветвях сети, шаг интегрирования  $h = 0,05–0,1$  мс. В расчетах варьировались: режим нейтрали (изолированная, заземленная), способ заземления (через реактор, через резистор, смешанное), величины сопротивлений реактора и резистора, сопротивление в точке замыкания, место точки замыкания и ее удаленность от шин источника питания – для исследования влияния этих факторов на токи ОЗЗ, уровни перенапряжений, эквивалентное сопротивление сети, напряжение смещения нейтрали. Значения сопротивлений реактора или резистора в нейтрали изменялись от нуля до бесконечности, чем охватывается весь возможный диапазон способов заземления нейтрали – глухозаземленная (при  $Z_n = 0$ ), компенсированная (при  $I_3 = 0$ ), с низкоомным и высокоомным заземлением (при  $R_n = 100–1000$  Ом), изолированная (при  $Z_n = \infty$ ).

Электромагнитные переходные процессы при замыканиях на землю в сетях с изолированной нейтралью. В сетях с изолированной нейтралью и при их небольшой протяженности (до 10-20 км) ток однофазного замыкания составляет всего несколько ампер, замыкание фазы на землю в одной точке не является аварийным режимом, не требует немедленного отключения, и при емкостных токах до 10–30 А допускается ПУЭ в течение некоторого времени, достаточного для принятия мер по его устранению. Однако по мере развития электрических сетей их протяженность увеличивается и исторически сложившаяся ситуация состоит в том, что с изолированной нейтралью продолжают работать сети с суммарной протяженностью до 80-90 км. Поэтому для выявления условий работы оборудования при ОЗЗ в исследованиях электромагнитных переходных процессов в сетях с изолированной нейтралью также принят диапазон длин от 20 до 80 км.

В расчетах электромагнитных переходных процессов при однофазных замыканиях на землю в сетях с изолированной нейтралью варьировались удаленность места повреждения от источника питания, сопротивления в месте замыкания, вид замыкания (металлическое, через сопротивление, дуговые). Некоторые из полученных цифrogramм для иллюстрации представлены на рис. 1 и 2. При отсутствии экспериментальных данных, осциллограмм [1], математическое моделирование является практически единственной реальной возможностью восполнить этот пробел.

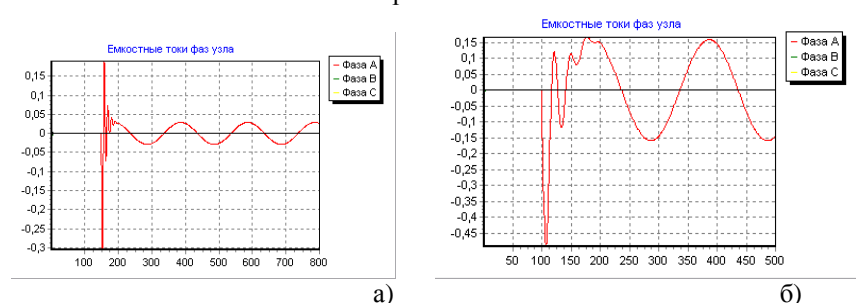


Рис. 1 – Токи ОЗЗ в схемах №1 (а), и № 4 (б)

По оси абсцисс на цифrogramмах откладывается номер шага интегрирования  $h$ , по оси ординат – токи (кА) и напряжения (кВ). Поврежденной принята фаза А.

Токи замыканий на землю в установившихся режимах ОЗЗ зависят от протяженности сети и достигают значений: для некомпенсированной сети протяженностью 23,1 км – 25 А, длиной 41,3 км – 70 А, длиной 60,6 км – 100 А, длиной 81,5 км – 160 А. Протяженность сети и начальная фаза замыканий на землю существенно влияют и на величину начальных импульсов тока в момент замыкания: в зависимости от фазы напряжения

в момент возникновения однофазного замыкания начальные импульсы тока с увеличением протяженности сети изменяются от 200А до 1100А.

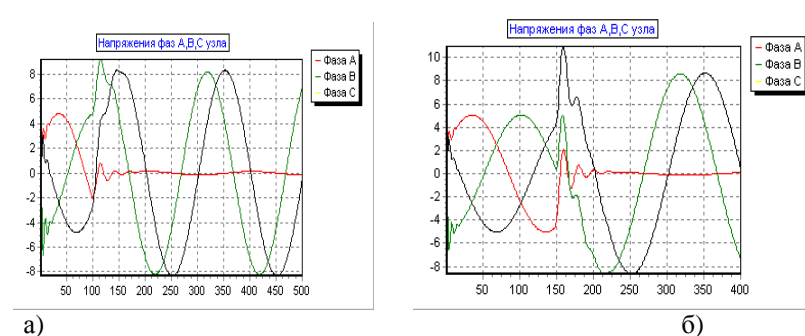


Рис. 2 – Перенапряжения на шинах ПС при ОЗЗ в схеме № 3(а) и № 4 (б)

Перенапряжения в сети (рис. 2) при возникновении замыкания при вариациях степени удаленности точек замыкания, начальных моментов коммутаций, и с увеличением суммарной длины кабельных линий (от 23,1 км до 81,5 км) достигают величины порядка 9–11 кВ (до 2,5  $U_{\phi}$ ).

К дополнительному утяжелению условий работы изоляции приводит возникновение перемежающихся дуг, так как при этом в сети с R-, L-, C-элементами на фазное напряжение промышленной частоты накладываются кроме напряжения смещения нейтрали кратковременные составляющие свободных колебаний с частотами выше 50 Гц (рис. 3). При моделировании перемежающихся ОЗЗ в расчетах варьировались сопротивление дуги от 0,01 Ом до 10 Ом, начальная фаза замыканий, сопротивление изоляции, количество повторных зажиганий, промежутки между повторными зажиганиями и длительности замыканий

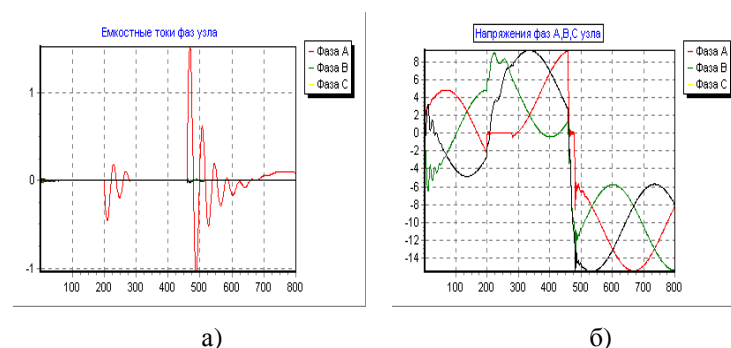


Рис. 3 – Повторное гашение дуги. Токи (а) и напряжения фаз (б) в узле ОЗЗ



При повторных зажиганиях дуги перенапряжения с каждым новым замыканием сначала увеличиваются, затем, после 3-4 зажиганий (рис. 3.б) стабилизируются. Импульс тока при изменении удаленности от источника питания изменяется от 1,1 кА до 3,2 кА, напряжение фаз после гашения дуги – от 12,1 кВ до 16 кВ (до  $4,6 U_{\phi}$ ).

Важно отметить также следующий фактор, отражаемый моделью: при повторных гашениях дуги треугольник фазных напряжений смещается, и это смещение сохраняется длительное время, так как перераспределение зарядов, оставшихся на фазных емкостях, через изоляцию происходит очень медленно. Скорость разряда фазных и междуфазных емкостей тем медленнее, чем выше сопротивление изоляции (рис. 4) и больше емкость (суммарная длина) сети. Вследствие этого перенапряжения, имеющие значительные кратности, воздействуют на изоляцию длительное время (и длительное тем более, чем длиннее сеть), что также является дополнительным утяжеляющим фактором.

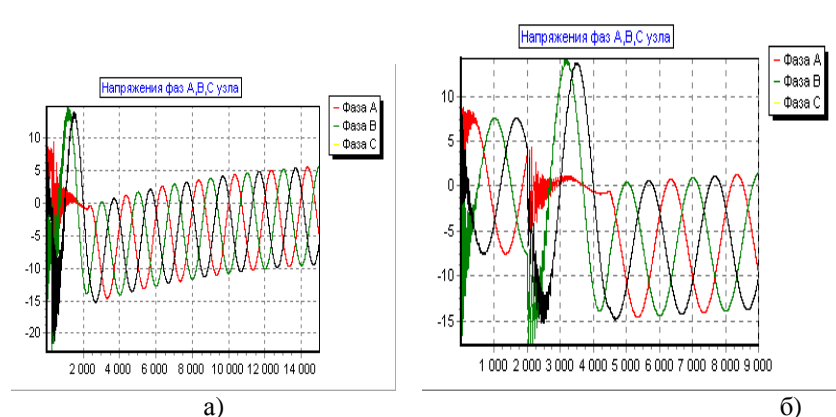


Рис. 4 – Напряжения фаз в точке ОЗЗ при сопротивлении изоляции: а –  $R_{из}=10^4$ ; б –  $10^6$  Ом

По данным статистического анализа, выполненного для энергосистем России фирмой ОРГРЭС [1] на конец 2004 – начало 2005 г.г., с изолированной нейтралью работают практически 90 % сетей 6–35 кВ, причем в значительной части из них (имеющих большую протяженность) емкостные токи ОЗЗ превышают допустимые значения. Так как формирование и развитие электрических систем Украины и России длительное время происходило в рамках единой энергосистемы, такую статистику можно считать справедливой и для Украины. Представленные результаты отражают реальные условия работы этих сетей и совпадают с количественными характеристиками переходных процессов,

полученными другими авторами и другими средствами (эксперимент, мониторинг, регистрация). Это является свидетельством того, что, во-первых, модель достаточно точно отражает как физическую картину переходных процессов, так и их количественные характеристики, а, во-вторых, представленные цифrogramмы отражают те факторы, которые являются причиной высокой аварийности протяженных кабельных электрических сетей с изолированной нейтралью.

Как приведенные выше, так и известные по другим публикациям результаты исследований режимов работы протяженных кабельных сетей с изолированной нейтралью можно резюмировать следующим образом:

- замыкания фазы на землю, а также другие коммутации в условиях текущей эксплуатации неизбежно сопровождаются при наличии индуктивных и емкостных элементов перенапряжениями, причем кратности перенапряжений тем выше, чем протяженнее сеть;

- органическая изоляция кабелей в отличие, например, от изоляции воздушных линий, обладает свойством накапливать дефекты, поэтому даже умеренные перенапряжения при высокой частоте следования (текущие переключения в условиях эксплуатации) вследствие кумулятивного эффекта представляют опасность для изоляции и являются причиной высокой аварийности этих сетей;

- принципиально возможных путей снижения кумулятивного эффекта и улучшения показателей функционирования этих сетей два: необходимо либо ограничивать величину емкостных токов и перенапряжений (применением резонансного заземления нейтрали), либо ограничивать продолжительность их воздействия (применением низкоомного резистивного заземления нейтрали).

*Электромагнитные переходные процессы при замыканиях на землю в сетях с резонансно-заземленной нейтралью.* Отрицательные последствия ОЗЗ в электрических сетях с изолированной нейтралью тем значительнее, чем протяженнее сеть и, соответственно, чем больше значения емкостных токов, протекающих по сети и в месте повреждения. Поэтому одним из средств предотвращения или хотя бы снижения этих последствий является компенсация емкостных токов замыкания.

В схеме № 4 при изолированной нейтрали эквивалентное сопротивление равно 104 Ом (табл. 1) и ток ОЗЗ – 100 А (действующее значение). При изменении сопротивления реактора в нейтрали от 0 до 1000 Ом (рис. 5) ток по мере приближения к резонансу снижается и при дальнейшем увеличении  $X_p > 104$  Ом стремится к значению 100 А.

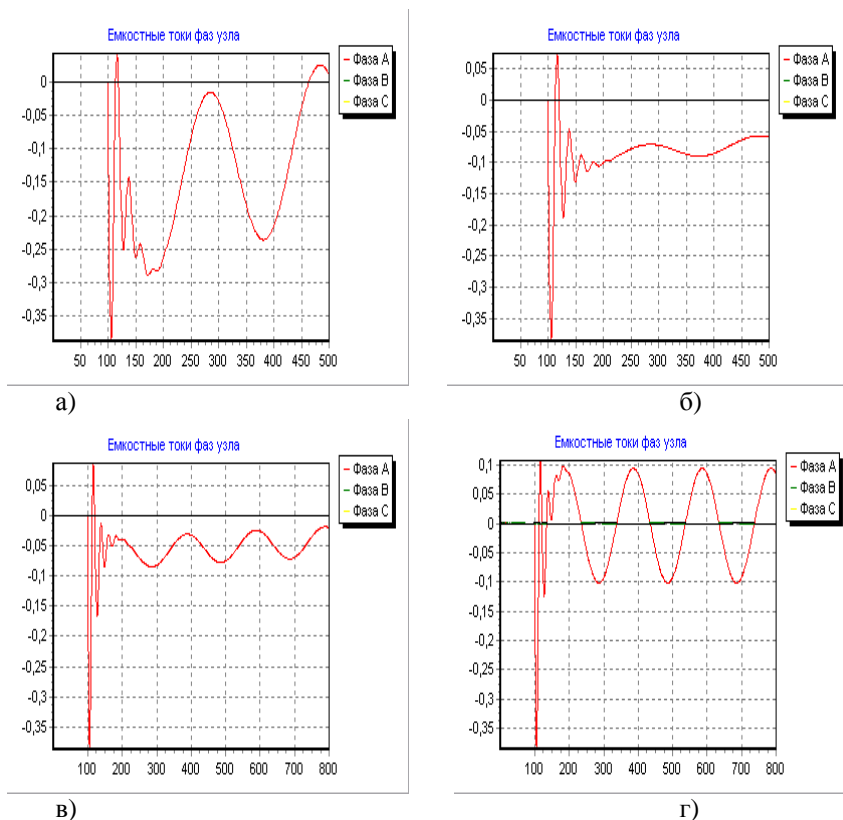


Рис. 5 – Переходные процессы в сети № 4 с ДГР: а–  $X_p = 20 \text{ Ом}$ ; б–  $X_p = 40 \text{ Ом}$ ; в–  $X_p = 60 \text{ Ом}$ ; г–  $X_p = 300 \text{ Ом}$

Представленные цифrogramмы приведены для иллюстрации того, что заземление нейтрали трансформатора через ДГР и его резонансная настройка обеспечивают теоретическую возможность уменьшения емкостного тока через место повреждения и перенапряжений в сети.

Для выяснения причин, по которым эта теоретическая возможность не всегда реализуется в условиях реальной эксплуатации, для каждой из 4 принятых расчетных схем выполнены расчеты режимов ОЗЗ, определены эквивалентные сопротивления сети, токи в месте замыкания и в нейтрали, напряжения нейтрали при изменении сопротивления ДГР от 0 до 1000 Ом. Результаты расчетов в виде графиков основных зависимостей представлены на рис. 6–7.

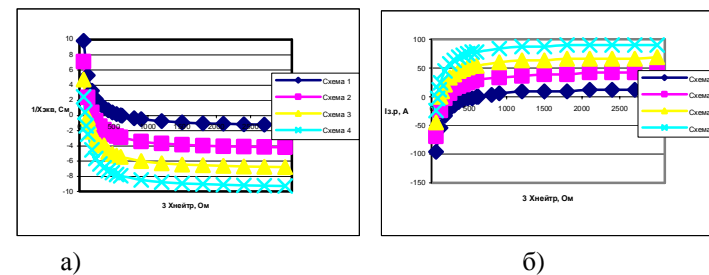


Рис. 6 – Зависимость  $1/X_{\text{ЭКВ}}^{(0)}$  (а) и реактивной составляющей тока в месте замыкания (б) от реактивного сопротивления в нейтрали

При включении в нейтраль реактора и увеличении его сопротивления емкостный ток и эквивалентная проводимость сети по мере увеличения  $X_p$  снижаются до нуля (эквивалентное сопротивление увеличивается до  $\infty$ ) и при наступлении резонанса при условии  $3X_p = X_{\text{ЭКВ}}^{(0)}$  меняют знак (рис. 6. а, б).

Ток в нейтрали по мере увеличения  $X_p$  снижается до нуля, напряжение нейтрали (рис. 7) возрастает до фазного, причем при изменении протяженности сети эти зависимости практически не изменяются.

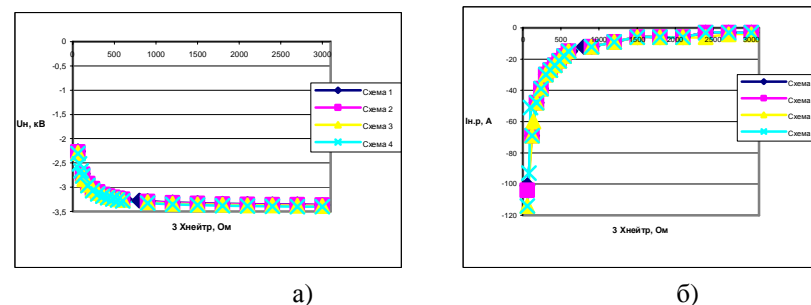


Рис. 7 – Зависимость напряжения смещения нейтрали (а) и реактивной составляющей тока в нейтрали (б) от реактивного сопротивления в нейтрали

Представленные результаты, кроме того, что подтверждают еще раз – по более полной модели и для схем произвольной конфигурации – возможность обеспечения резонансной настройки, позволяют выяснить факторы, которые снижают эффективность ее практической реализации и являются причиной того, что реализация этого способа заземления нейтрали не дает желаемого эффекта.

Во-первых, следует отметить, что кривые на рис. 6 в окрестности резонансных значений  $X_p$  тем круче, чем более протяженной является сеть (в протяженной сети малые изменения значений  $X_p$  приводят к значительным изменениям эквивалентного сопротивления сети и тока через реактор). Это означает, что требования к точности обеспечения резонанса и, соответственно, к устройствам автоматической настройки ДГР с увеличением суммарной емкости сети также возрастают. Это может служить причиной того, что ДГР и регуляторы, которые в сетях небольшой протяженности еще обеспечивают настройку на резонанс, в протяженных сетях становятся мало эффективными, и для обеспечения резонанса необходимо разрабатывать более совершенные средства.

Во-вторых, важно отметить также и то, что напряжение нейтрали в окрестности резонансных значений  $X_p$  (рис. 7а) отличается от фазного, и отличие напряжения нейтрали от фазного тем значительнее, чем меньше эквивалентное сопротивление сети (опять же – чем протяженнее сеть). При определении емкостного тока ОЗЗ методом искусственного смещения нейтрали от дополнительного источника напряжения [9] отличие напряжения от фазного не учитывается – емкостный ток замыкания на землю определяется по формуле

$$I_{\text{озз}} = I_{\text{изм}} \frac{U_{\phi}}{U_{\text{ист}}}, \quad (1)$$

где  $I_{\text{изм}}$  – ток, измеренный амперметром;  $U_{\phi}$  – фазное напряжение сети;  $U_{\text{ист}}$  – напряжение источника, поданное в нейтраль заземляющего трансформатора при измерениях. Пересчет измеренного тока по формуле (1) в предположении, что напряжение в нейтрали трансформатора в режиме ОЗЗ будет равно фазному напряжению сети, дает неверный результат, причем погрешность тем выше, чем более протяженной является сеть. При настройке ДГР по току в соответствии с (1) резонанс не может быть обеспечен (а если еще учесть зависимости рис. 6, то тем более). Поэтому представляется, что изложенные в [9] методики определения емкостных токов и настройки дугогасящих реакторов требуют доработки и уточнения.

В сложившейся ситуации следует считать, что недостатки и аварийность электрических сетей с резонансным заземлением обусловлены, скорее всего, не тем, что не эффективна компенсация емкостных токов как метод улучшения показателей функционирования электрических сетей, а не эффективны средства его технической реализации, и решение проблем нужно искать на пути совершенствования этих средств.

Разработка, изготовление и эксплуатация новых средств требуют значительных затрат. Однако, решая вопрос о том, насколько и какие затраты оправданы, следует иметь в виду, что среди потребителей первой категории имеется достаточно большое число предприятий и

технологических процессов (в нефтедобыче, химии, горно-обогатительных производствах, металлургии, целлюлозно-бумажной промышленности и др.), настолько чувствительных к перерывам электроснабжения, что даже кратковременные перерывы питания (на десятки доли секунды) могут приводить к тяжелым последствиям – нарушению непрерывного технологического процесса, остановке производства, повреждению оборудования, риску для жизни и здоровья людей, угрозе для окружающей среды. В таких ситуациях только сети с резонансным заземлением нейтрали дают возможность сохранить нормальную работу на время, необходимое, например, для того, чтобы обеспечить безаварийную остановку технологического процесса. Если исходить из того, что областью применения электрических сетей с резонансным заземлением нейтрали является электроснабжение таких потребителей, то средства ограничения нужно совершенствовать, и затраты, даже самые дорогостоящие (по сравнению с ущербами от перерывов) экономически оправданы.

*Электромагнитные переходные процессы при замыканиях на землю в сетях с резистивно-заземленной нейтралью.*

Следствием отрицательного опыта применения резонансного заземления нейтрали и ДГР является то, что в работах ряда отечественных и зарубежных авторов как альтернатива режиму изолированной и резонансно-заземленной нейтрали рассматривается резистивное заземление нейтрали. Однако границы применимости данного способа заземления нейтрали еще не определены, практический опыт эксплуатации таких сетей отсутствует, отмечаются [1] факты «бездумного проектирования резисторов только ради внедрения резисторов как нового веяния». Поэтому необходимы исследования для выяснения количественных характеристик переходных процессов в сетях с резистивным заземлением нейтрали и для определения границ их применимости.

Для получения полного представления о влиянии резистивного заземления нейтрали на параметры режима электрических сетей во всем диапазоне изменения параметров схем и сопротивлений резисторов, как и в предыдущем случае, расчеты выполнены для четырех принятых схем при изменении сопротивления резистора в нейтрали от 0 до 1000 Ом, чем охватывается диапазон параметров, относящихся как к низкоомному, так и высокоомному заземлению нейтралей.

Влияние сопротивлений резистора на параметры режима сети иллюстрируют зависимости, представленные на рис. 8-9.

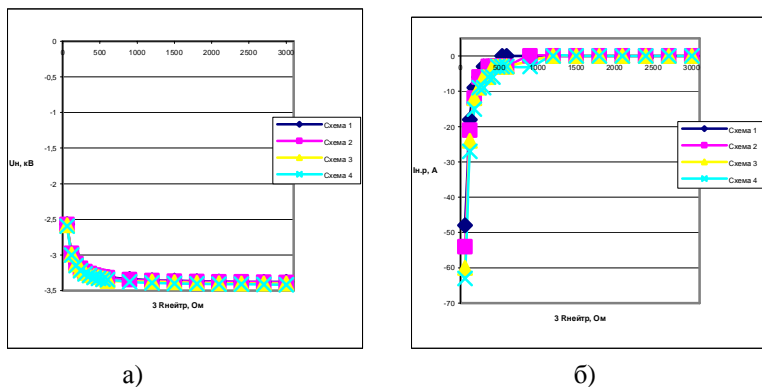


Рис. 8 – Зависимость напряжения смещения нейтрали (а) и реактивной составляющей тока в нейтрали (б) от активного сопротивления в нейтрали

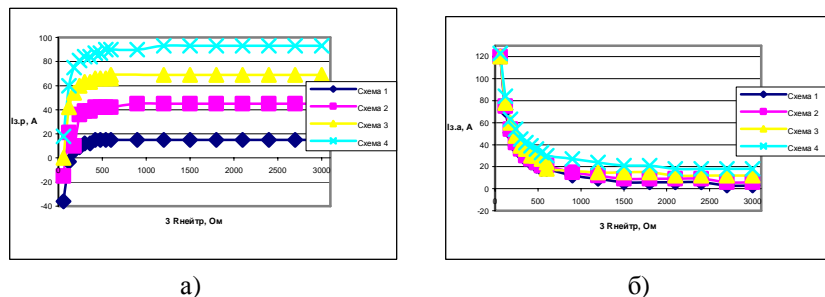


Рис. 9 – Зависимость реактивной (а) и активной (б) составляющей тока в месте замыкания от активного сопротивления в нейтрали

Реактивные составляющие токов в точке ОЗЗ возрастают (рис. 9), активные составляющие уменьшаются, причем при малых значениях сопротивлений резистора  $0 < R_n < 200-300$  Ом (в низкоомной части) изменяются существенно, при больших сопротивлениях  $R_n > 300$  Ом (в высокоомной части) изменения незначительны. Изменения тока и напряжения нейтрали зависят практически только от величины  $R_n$  и не зависят от суммарной емкости сети (рис. 8), причем влияние  $R_n$  на ток и напряжение существенно только в низкоомной части – при малых  $R_n$ . При малых значениях  $R_n$  сеть по своим характеристикам близка к сети с глухозаземленной нейтралью, по мере увеличения  $R_n$  параметры режима сети приближаются к параметрам сети с изолированной нейтралью.

Для сопоставления с дальнейшими результатами на рис. 10 представлены цифrogramмы переходного процесса при ОЗЗ в схеме № 4 при изолированной нейтрали. Амплитудное значение тока ОЗЗ – около

160 А, токи фаз в питающем кабеле (токи нагрузки) в режиме ОЗЗ сохраняются практически одинаковыми (200 А).

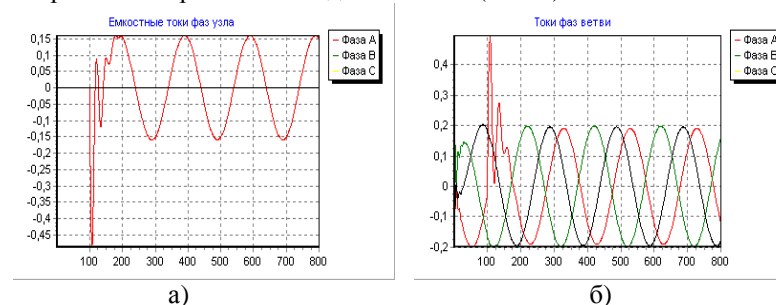


Рис. 10 – Переходный процесс при ОЗЗ в схеме № 4 при изолированной нейтрали: а– ток в месте повреждения; б– токи фаз в питающем кабеле

При включении в нейтраль резистора сеть с резистором уже при сопротивлении в нейтрали  $R_n = 100$  Ом (эквивалентное сопротивление сети при суммарной длине 85 км тоже имеет порядок 100 Ом, табл. 1) становится близкой по своим характеристикам к сети с изолированной нейтралью (рис. 11. а-б). При значениях  $R_n = 100$  Ом и более (назовем значение  $R_n = 100$  Ом граничным  $R_{гр}$ ) ток ОЗЗ и токи фаз питающего кабеля имеют те же значения, что и при изолированной нейтрали. При  $R_n < R_{гр}$  сеть тем ближе к сети с глухозаземленной нейтралью, чем меньше  $R_n$ . Значение  $R_{гр}$  разделяет области высокоомного и низкоомного заземления и зависит от протяженности и загрузки сети – с увеличением протяженности и загрузки сети  $R_{гр}$  становится меньше.

Основное назначение сети с низкоомным резистором – обеспечение селективного отключения поврежденного ответвления – может быть реализовано только при условии

$$R_n < R_{гр} . \quad (2)$$

или, что равносильно, при условии, когда ток в поврежденной фазе выше тока нагрузки в нормальном режиме

$$I_{п.ф} > I_{н.р} . \quad (3)$$

При включении в нейтраль резистора с сопротивлением меньше граничного ( $R_n = 40$  Ом, рис. 10, в-г), ток ОЗЗ равен 200 А, ток поврежденной фазы увеличивается по сравнению с токами неповрежденных фаз, и селективное отключение может быть обеспечено. Следует, правда, отметить, что при  $R_n = 40$  Ом сеть уже близка к глухозаземленной, так как при включении в нейтраль резистора  $R_n = 20$  Ом ток ОЗЗ равен 260 А, и практически равен току КЗ в этой сети при глухо заземленной нейтрали.

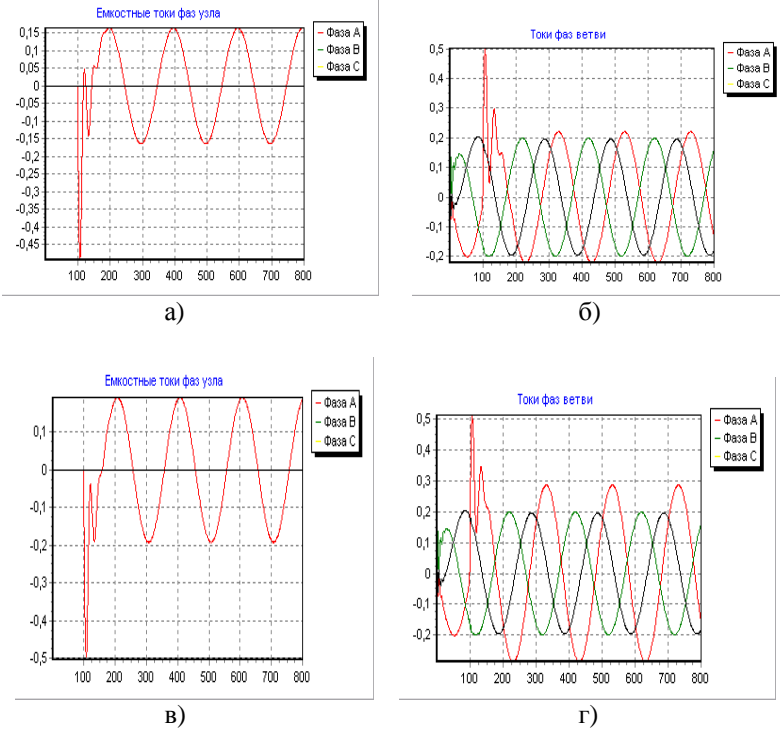


Рис. 11–Переходные процессы в сети № 4 с резистором в нейтрали: а,б –  $R_n=100$  Ом; в,г –  $R_n=40$  Ом

Представленные результаты исследований электрических сетей с резистивным заземлением нейтрали по полной модели:

- определяют количественные характеристики переходных процессов, которые необходимы для принятия и обоснования решений по определению области применения резистивного заземления,

- позволяют уточнить методику выбора резистора в нейтрали, при котором обеспечивается селективное отключение поврежденного ответвления,

- показывают, что в сетях с большой протяженностью и загруженных селективность не может быть обеспечена «при относительно низких значениях токов в месте повреждения» [5] – при обеспечении условий (2)-(3) ток ОЗЗ практически равен току КЗ в этой сети при глухо заземленной нейтрали.

К факторам, ограничивающим область применения резистивного заземления, можно отнести:

- невозможность обеспечения бесперебойной эксплуатации сети при наличии ОЗЗ и действии РЗ на отключение;

- увеличение тока ОЗЗ по сравнению с режимами изолированной и резонансно заземленной нейтрали – ток в месте повреждения может составлять сотни ампер, причем как в протяженных, так и в коротких сетях (значение  $R_{гр}$  определяется с учетом наиболее загруженного ответвления);

- реализация резистивного заземления требует существенных затрат (добавление новых ячеек для резисторов, установка резисторов, обеспечение термической стойкости как резистора, так и трансформатора [6]), которые могут оказаться выше эффекта от внедрения резистора [1].

При высокоомном заземлении  $R_{нейтр} > R_{гр}$  переходные процессы при ОЗЗ протекают практически так же, как в сети с изолированной нейтралью, снижение емкостного тока (в отличие от резонансного заземления) в месте повреждения и гашение дуги не обеспечивается – речь идет только об ограничении перенапряжений [5-8]. Однако ограничение только перенапряжений при сохранении больших емкостных токов, особенно в протяженных сетях, вряд ли можно рассматривать как решение проблемы. Поэтому высокоомные резисторы можно рассматривать лишь как средство улучшения характеристик переходных процессов в сетях с изолированной и резонансно-заземленной нейтралью (при включении резистора параллельно с ДГР).

### Выводы.

1. Результаты теоретических исследований, выполненных разными авторами, с применением различных методов моделирования, включая и результаты, полученные выше на основе моделирования в фазных координатах, свидетельствуют о том, что каждым из способов заземления нейтрали обеспечивается принципиальная возможность ограничения отрицательных последствий ОЗЗ. В сетях с изолированной нейтралью снижение емкостных токов и перенапряжений обеспечивается ограничением протяженности этих сетей. В сетях с резонансным заземлением нейтрали – настройкой ДГР в резонанс с емкостью сети. В сетях с низкоомным резистором в нейтрали – ограничением времени существования режима ОЗЗ за счет селективного отключения поврежденного элемента.

2. В зависимости от конструктивного исполнения, протяженности, условий безопасности, требуемой надежности, допустимых перенапряжений и других факторов к сетям предъявляются различные требования. Ни один из способов заземления всем возможным требованиям удовлетворить не может, а лишь какому-либо набору из них.

Поэтому усилия по решению проблемы выбора режима нейтрали сетей напряжением 6–10 кВ должны быть направлены не на то, чтобы решить ее однозначно в пользу какого-либо одного способа, а на то, чтобы определить области наиболее эффективного применения для каждого из них.

3. Область применения каждого из способов заземления нейтрали определяется прежде всего требованиями к надежности электроснабжения: резонансное – в сетях с электроприемниками, не допускающими даже кратковременных перерывов электроснабжения (по технологическим причинам, по требованиям безопасности), резистивное – в сетях, допускающих отключения электроприемников, с изолированной нейтралью – в сетях малой протяженности.

4. Соответствующий уровень надежности электроснабжения любой из выбранных вариантов заземления нейтрали может обеспечить, но только при правильном выборе параметров требуемого для его реализации оборудования. Поэтому принятие правильных решений, направленных на повышение эффективности применяемых средств возможно только на пути разработки и применения полных моделей, позволяющих повысить точность определения свойств и характеристик сетей и выбора параметров оборудования.

**Список литературы:** 1. *Миронов И.А.* Проблемы выбора режимов заземления нейтрали в сетях 6–35 кВ / *И.А. Миронов* // Электро. – 2006. – № 5. – С. 32–36. 2. *Веприк Ю.Н.* Базовая модель электромагнитных переходных процессов в электрических системах с несимметрией. / *Ю.Н. Веприк* // Восточно- Европейский журнал передовых технологий. 2010, №2, с.37–42. 3. *Виштинбеев А.В.* О необходимости перевода электрических сетей 6–35 кВ на режим резистивного заземления нейтрали / *А.В. Виштинбеев* // Проблемы энергетики. – 2002. – № 3. 4. *Дергилев М.П.* Неснижаемые кратности перенапряжений с сети 6–35 кВ с резистивным заземлением нейтрали / *М.П. Дергилев, В.К. Обабков* // Электротехника – 2010 год. Перспективные виды электротехнического оборудования для передачи и распределения электроэнергии: VIII симпозиум, Моск. обл., 24–26 мая 2005 г.: сб. докл. – М.: ВЕИ, 2005. – Доклад 1.14. 5. *Евдокунин Г.А.* Выбор способа заземления нейтрали в сетях 6–10 кВ / *Г.А. Евдокунин, С.В. Гудилин, А.А. Корепанов* // Электричество. – 1998. – № 12. – С. 8–22. 6. *Коновалов Е.Ф.* Работа сетей напряжением 6–35 кВ с различными способами заземления нейтрали / *Е.Ф. Коновалов, Н.В. Дроздов, Т.В. Захарова* // Энергетик. – 2005. – № 4. – С. 40–41. 7. *Миронов И.А.* Дугогасящие реакторы в сетях 6–35 кВ. Автоматическая компенсация емкостного тока / *И.А. Миронов* // Новости ЭлектроТехники. – 2007. – №5(47). 8. *Целебровский Ю.* Области применения различных систем заземления нейтрали. / *Ю. Целебровский* // Новости электротехники, № 5 (29), 2004. 9. Типовая инструкция по компенсации емкостного тока замыкания на землю в электрических сетях 6–35 кВ. – К.: НИИ Энергетики, 1998. – 64 с. 10. *Гуревич Ю.Е.* Неотложные задачи надежности электроснабжения промышленных потребителей. / *Гуревич Ю.Е., Кабиков К.В., Кучеров Ю.Н.* // Электричество, 2005. – № 1. – С. 2–9.

Поступила в редколлегию 26.03.2012

**И.В. ВОЛКОВ**, доктор тех.наук, член-корреспондент НАН Украины, Институт электродинамики НАН Украины;  
**Д.П. КАРШЕНОВ**, аспирант, Институт электродинамики НАН Украины, начальник лаборатории режимов электроснабжения и учета, ПАО «ММК им. Ильича»

## МАТЕМАТИЧЕСКИЕ МОДЕЛИ И СХЕМЫ ЗАМЕЩЕНИЯ m-ПУЛЬСНЫХ РЕГУЛИРУЕМЫХ ВЫПРЯМИТЕЛЕЙ

Аналитическим методом получена универсальная расчетная формула, связывающая выход и вход произвольного m-пульсного регулируемого вентильного преобразователя представляющая собой расчетную модель схемы замещения источниками тока высших гармоник.

Аналітичним методом отримана універсальна розрахункова формула, що зв'язує вихід і вхід довільного m-пульсного регульованого вентильного перетворювача, що є розрахунковою моделлю схеми заміщення джерелами струму вищих гармонік.

The analytical method gains the universal design formula linking an exit and an inlet arbitrary m-pulse of controllable valve inverter representing computational model of an equivalent circuit by current sources of upper harmonics.

**Введение.** Большое многообразие структурных и алгометрических решений, предложенных на сегодня для преобразования электроэнергии с одними параметрами в электроэнергию с другими параметрами – с одной стороны, и описание в технической литературе [2–8] фрагментарных подходов с другой стороны, актуализируют необходимость решения новой системной задачи, которая заключается в формулировке общих закономерностей универсального моделирования режимов и параметров электронных энергетических систем. Моделирование режимов работы электрической сети определяется моделью электрической нагрузки. Нелинейные нагрузки, в том числе и преобразовательной техники, является источником высших гармоник в системе электроснабжения.

В настоящее время широко используются модели полупроводниковых выпрямителей, позволяющих исследовать и оптимизировать электромагнитные процессы, протекающие в их силовых цепях. Универсальные модели полупроводниковых выпрямителей позволяют исследовать режимы их работы, рассчитывать параметры и характеристики электрической сети, в том числе вычислять значения токов и напряжений, мощностей во всех элементах и в различных режимах работы нагрузки, проводить гармонический анализ токов и напряжений, выбирать параметры и настраивать фильтры высших гармоник.

Конкретной задачей моделирования является гармонический анализ кривой входного тока выпрямителя. Модели, которые известны в настоящее время, не являются универсальными, они позволяют определить содержание гармонических составляющих в кривой входного тока лишь для ряда конкретных выпрямителей с фиксированными параметрами. Содержание и доля гармонических составляющих в кривой тока, питающего  $m$ -пульсный регулируемый выпрямитель, представляет служную задачу, поскольку ток выпрямитель является функцией не только числа пульсаций выпрямленного напряжения, но и параметров цепи выпрямителя.

**Постановка задачи.** Целью настоящей работы является построение универсальной математической модели  $m$ -пульсного регулируемого выпрямителя с произвольной топологией и работающего на смешанную RLC-нагрузку. Задача состоит в выводе формулы входного тока  $m$ -пульсного выпрямителя позволяющей представить указанный выпрямитель в виде источников высших гармонических составляющих тока.

Схематичное изображение исследуемой системы показано на рис.1. В квадрат « $m$ -пульсный регулируемый преобразователь» входит произвольное число трансформаторов с произвольным видом соединений обмоток, обеспечивающим нужный сдвиг фаз вторичных напряжений, подаваемых на регулируемые выпрямительные мосты, которые, в свою очередь, могут быть соединены параллельно и (или) последовательно.

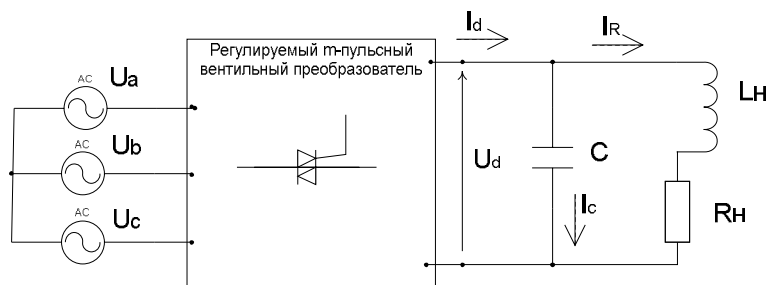


Рис.1 – Схема исследуемой системы

### Результаты исследований.

В основу исследования положены следующие допущения: питающая электросистема имеет бесконечную мощность; потери в вентильях не учитываются и сопротивлением вентилей пренебрегаем; вентили имеют мгновенную коммутацию и угол управления – произвольный  $\alpha = var$ ; система питающих напряжений синусоидальная и симметричная:

$$u_A(t) = U_{\max} \cdot \sin(\omega t); u_A(t) = U_{\max} \cdot \sin(\omega t - \frac{2\pi}{3});$$

$$u_A(t) = U_{\max} \cdot \sin(\omega t + \frac{2\pi}{3}).$$

Исследование целесообразно разделить на два этапа: сначала необходимо найти напряжение и ток в цепи выпрямленного тока, а затем определить фазные токи в цепи переменного тока.

### Функции тока и напряжения в цепи выпрямленного тока.

Функция выпрямленного напряжения  $u_d(t)$  в интервале повторяемости его формы  $[-\frac{\pi}{m} + \alpha; \frac{\pi}{m} + \alpha]$  имеет вид:

$$u_d(t) = \sqrt{3}U_{\max f} \cos \omega t = \sqrt{6}U_{rms.f} \cos \omega t, \quad (1)$$

где  $U_{\max f}$  и  $U_{rms.f}$  - соответственно амплитуда и действующее значение фазного напряжения.

Разложим указанную функцию в ряд Фурье на интервале  $2\pi$  для  $m$ -пульсного преобразователя.

$$U_d(t) = U_{d0} + \sum_{k=1}^{\infty} (U'_{km} \cos kmv + U''_{km} \sin kmv), \quad (2)$$

где  $U_{d0}$  - постоянная составляющая выпрямленного напряжения;

$U_{km}$  - амплитуда  $k$ -ой гармоники переменной составляющей выпрямленного напряжения;

$U'_{km}$  - коэффициент косинусной составляющей ряда Фурье;

$U''_{km}$  - коэффициент синусной составляющей ряда Фурье;

$T = \frac{2\pi}{m}$  - период интегрирования;

$v = \omega t$

$m$  – количество пульсов в периоде  $2\pi$

Найдем коэффициенты Фурье для указанной функции выпрямленного напряжения.

Для постоянной составляющей:

$$U_{d0} = \frac{\sqrt{6}U_{rms.f}}{2\pi} \int_{-\frac{\pi}{m} + \alpha}^{\frac{\pi}{m} + \alpha} \cos v dv = \frac{m\sqrt{6}U_{rms.f}}{\pi} \sin\left(\frac{\pi}{m}\right) \cos(\alpha). \quad (3)$$

Для косинусной составляющей

$$U'_{km} = \frac{\sqrt{6}U_{rms.f}}{2\pi} \int_{\frac{\pi}{m}}^{\frac{\pi}{m}+\alpha} \cos(v) \cdot \cos(kmv) dv =$$

$$= \frac{m\sqrt{6}U_{rms.f}}{2\pi \cdot (km-1) \cdot (km+1)} \left[ km \left( (\sin(\pi k) \cos(km\alpha) + \cos(\pi k) \sin(km\alpha)) \left( \cos\left(\frac{\pi}{m}\right) \cos(\alpha) - \sin\left(\frac{\pi}{m}\right) \sin(\alpha) \right) - \right. \right. \\ \left. \left. - (\sin(km\alpha) \cos(\pi k) - \cos(km\alpha) \sin(\pi k)) \left( \cos\left(\frac{\pi}{m}\right) \cos(\alpha) + \sin\left(\frac{\pi}{m}\right) \sin(\alpha) \right) \right) - \right. \\ \left. - (\cos(\pi k) \cos(km\alpha) - \sin(\pi k) \sin(km\alpha)) \left( \sin\left(\frac{\pi}{m}\right) \cos(\alpha) + \sin(\alpha) \cos\left(\frac{\pi}{m}\right) \right) + \right. \\ \left. + (\cos(\pi k) \cos(km\alpha) + \sin(\pi k) \sin(km\alpha)) \left( \cos\left(\frac{\pi}{m}\right) \sin(\alpha) - \cos(\alpha) \sin\left(\frac{\pi}{m}\right) \right) \right].$$

Поскольку в выражении подставить  $\sin \pi k = 0$ , а  $\cos \pi k = (-1)^k$  для любых целых значений  $k > 0$ , то имеем:

$$U'_{km} = -\frac{2(-1)^k m\sqrt{6}U_{rms.f}}{\pi \cdot (km-1) \cdot (km+1)} \sin\left(\frac{\pi}{m}\right) \left( \cos(\alpha) \cos(km\alpha) + km \sin(\alpha) \sin(km\alpha) \right)$$

Формулу (4) можно преобразовать и записать в другом виде:

$$U'_{km} = -\frac{(-1)^k m\sqrt{6}U_{rms.f}}{\pi} \sin\left(\frac{\pi}{m}\right) \left( \frac{\cos((km-1)\alpha)}{km-1} - \frac{\cos((km+1)\alpha)}{km+1} \right). \quad (4a)$$

Аналогично для синусной составляющей:

$$U''_{km} = \frac{\sqrt{6}U_{rms.f}}{2\pi} \int_{\frac{\pi}{m}}^{\frac{\pi}{m}+\alpha} \cos(v) \cdot \sin(kmv) dv =$$

$$U''_{km} = -\frac{2(-1)^k m\sqrt{6}U_{rms.f}}{\pi \cdot (km-1) \cdot (km+1)} \sin\left(\frac{\pi}{m}\right) \left( \cos(\alpha) \sin(km\alpha) - km \sin(\alpha) \cos(km\alpha) \right) \quad (5)$$

Формулу (5) можно преобразовать и записать в другом виде:

$$U''_{km} = -\frac{(-1)^k m\sqrt{6}U_{rms.f}}{\pi} \sin\left(\frac{\pi}{m}\right) \left( \frac{\sin((km-1)\alpha)}{km-1} - \frac{\sin((km+1)\alpha)}{km+1} \right). \quad (5a)$$

Общая формула выпрямленного напряжения для  $m$ -пульсного тиристорного выпрямителя будет иметь вид

$$U_d = \frac{m\sqrt{6}U_{rms.f}}{\pi} \sin\left(\frac{\pi}{m}\right) \left( \cos(\alpha) - 2 \sum_{k=1}^{\infty} \frac{(-1)^k}{(km-1)(km+1)} \left[ (\cos(\alpha) \cos(km\alpha) + km \sin(\alpha) \sin(km\alpha)) \cos(km\omega t) + \right. \right. \\ \left. \left. + (\cos(\alpha) \sin(km\alpha) - km \sin(\alpha) \cos(km\alpha)) \sin(km\omega t) \right] \right). \quad (6)$$

Формулу (6) можно преобразовать и записать в другом виде:

$$U_d = \frac{m\sqrt{6}U_{rms.f}}{\pi} \sin\left(\frac{\pi}{m}\right) \left( \cos(\alpha) - 2 \sum_{k=1}^{\infty} (-1)^k \left[ \left( \frac{\cos((km-1)\alpha)}{km-1} - \frac{\cos((km+1)\alpha)}{km+1} \right) \cos(km\omega t) + \right. \right. \\ \left. \left. + \left( \frac{\sin((km-1)\alpha)}{km-1} - \frac{\sin((km+1)\alpha)}{km+1} \right) \sin(km\omega t) \right] \right). \quad (6a)$$

Для удобства последующих расчетов и исследований в формулах (6) и (6a) отдельные части выражения целесообразно заменить вспомогательными коэффициентами:

$$U_{d\max} = \frac{m\sqrt{6}U_{rms.f}}{\pi} \sin\left(\frac{\pi}{m}\right); \quad E'_{km} = \left( \frac{\cos((km-1)\alpha)}{km-1} - \frac{\cos((km+1)\alpha)}{km+1} \right);$$

$$E''_{km} = \left( \frac{\sin((km-1)\alpha)}{km-1} - \frac{\sin((km+1)\alpha)}{km+1} \right);$$

$$E_{km} = \sqrt{(E'_{km})^2 + (E''_{km})^2} = \sqrt{\left( \frac{\cos((km-1)\alpha)}{km-1} - \frac{\cos((km+1)\alpha)}{km+1} \right)^2 + \left( \frac{\sin((km-1)\alpha)}{km-1} - \frac{\sin((km+1)\alpha)}{km+1} \right)^2};$$

$$\varphi_{km} = \arctg \left( \frac{\frac{\cos((km-1)\alpha)}{km-1} - \frac{\cos((km+1)\alpha)}{km+1}}{\frac{\sin((km-1)\alpha)}{km-1} - \frac{\sin((km+1)\alpha)}{km+1}} \right).$$

Тогда формулы (6), (6a) можно записать в виде:

$$U_d(t) = U_{d\max} \left( \cos(\alpha) - \sum_{k=1}^{\infty} \left[ (-1)^k E_{km} \sin(km\omega t + \varphi_{km}) \right] \right). \quad (6b)$$



Предположим, что цепь постоянного тока представляет собой смешанную нагрузку R, L, C R L C согласно схемы (рис.1), тогда в соответствии с законом Кирхгофа

$$i_d(t) = i_n(t) + i_C(t); \quad (7)$$

$$i_C(t) = C \frac{dU_d(t)}{dt}; \quad (8)$$

$$i_n(t) \cdot R_n - L_n \frac{di_n(t)}{dt} = U_d(t); \quad (9)$$

Используя (8) и (6б), найдем ток в конденсаторе

$$i_C(t) = U_{d \max} \sum_{k=1}^{\infty} [(-1)^k km \omega C (E'_{km} \sin(km\omega t) - E''_{km} \cos(km\omega t))]. \quad (10)$$

По формуле (9) найдем ток в нагрузке, решив неоднородное дифференциальное уравнение первого порядка

$$i_n(t) = e^{-\int \frac{R_n}{L_n} dt} \left[ \int \frac{U_d(t)}{L_n e^{-\int \frac{R_n}{L_n} dt}} dt \right]; \quad (11)$$

$$i_n(t) = U_{d \max} \left[ \frac{\cos(\alpha)}{R_n} - \sum_{k=1}^{\infty} [(-1)^k \left( \frac{E'_{km} R_n - km \omega L_n E'_{km}}{(R_n)^2 + (km \omega L_n)^2} \cos(km\omega t) + \frac{E''_{km} km \omega L_n + R_n E'_{km}}{(R_n)^2 + (km \omega L_n)^2} \sin(km\omega t) \right) \right]; \quad (12)$$

Суммарный ток в цепи выпрямленного тока найдем, подставив в (7) выражения (10) и (12)

$$i_d(t) = U_{d \max} \left[ \frac{\cos(\alpha)}{R_n} - \sum_{k=1}^{\infty} [(-1)^k \left( \left( \frac{E'_{km} R_n - km \omega L_n E'_{km}}{(R_n)^2 + (km \omega L_n)^2} - E''_{km} km \omega C \right) \cos(km\omega t) + \left( \frac{E'_{km} km \omega L_n + R_n E'_{km}}{(R_n)^2 + (km \omega L_n)^2} + E'_{km} km \omega C \right) \sin(km\omega t) \right) \right]; \quad (13)$$

Представим сопротивления:

$$\text{- полное сопротивление нагрузки: } z_{nkm} = \sqrt{R_n^2 + (km \omega L_n)^2}, \quad (14)$$

$$\text{- индуктивное сопротивление нагрузки: } x_{nkm} = km \omega L_n, \quad (15)$$

$$\text{- емкостное сопротивление: } x_{ckm} = \frac{1}{km \omega C} \quad (16)$$

Подставив (14, 15, 16) в (13) получим формулу выпрямленного тока:

$$i_d(t) = U_{d \max} \left[ \frac{\cos(\alpha)}{R_n} - \sum_{k=1}^{\infty} [(-1)^k \left( \left( \frac{E'_{km} R_n - x_{nkm} E'_{km}}{z_{nkm}^2} - \frac{E''_{km}}{x_{ckm}} \right) \cos(km\omega t) + \left( \frac{E'_{km} x_{nkm} + R_n E'_{km}}{z_{nkm}^2} + \frac{E'_{km}}{x_{ckm}} \right) \sin(km\omega t) \right) \right]; \quad (13a)$$

Формулу (13) можно записать используя модуль и фазовый угол тока цепи выпрямленного тока:

- модуль тока в цепи выпрямленного тока:

$$I_{n,km} = U_{d \max} \sqrt{\left( \frac{E'_{km} R_n - x_{nkm} E'_{km}}{z_{nkm}^2} - \frac{E''_{km}}{x_{ckm}} \right)^2 + \left( \frac{E'_{km} x_{nkm} + R_n E'_{km}}{z_{nkm}^2} + \frac{E'_{km}}{x_{ckm}} \right)^2}; \quad (17)$$

- фазный угол тока в цепи выпрямленного тока:

$$\varphi_{\text{экм}} = \arctg \left( \frac{x_{c,km} (E'_{km} R_n - E''_{km} x_{n,km}) - E'_{km} z_{n,km}^2}{x_{c,km} (E'_{km} x_{n,km} + R_n E''_{km}) + E'_{km} z_{n,km}^2} \right). \quad (18)$$

Следовательно, формулу (13a) можно записать через модуль и фазу в виде:

$$i_d(t) = \frac{U_{d \max}}{R_n} - \sum_{k=1}^{\infty} [(-1)^k \cdot I_{km} \cdot \sin(km\omega t + \varphi_{\text{экм}})]. \quad (13б)$$

### Функции токов в цепи переменного тока

Для описания и последующего исследования входных токов питания m-пульсного регулируемого тиристорного выпрямителя, найдем фазные токи из формулы выпрямленного тока и соответствующих коммутационных функций для каждой из фаз:

$$i_A(t) = h_A(t) \cdot i_d(t), \quad i_B(t) = h_B(t) \cdot i_d(t), \quad i_C(t) = h_C(t) \cdot i_d(t) \quad (19)$$

Вначале найдем элементарную коммутационную функцию однофазного управляемого тиристорного выпрямителя, которая представляет собой выражение:

$$h(t) = \begin{cases} 0, & -\pi \leq \omega t < -\pi + \alpha_1 \\ -1, & -\pi + \alpha_1 \leq \omega t < -\alpha_2 \\ 0, & -\alpha_2 \leq \omega t < \alpha_1 \\ +1, & \alpha_1 \leq \omega t < \pi - \alpha_2 \\ 0, & \pi - \alpha_2 \leq \omega t < \pi \end{cases} \quad (20)$$

где  $\alpha_1$  - угол отпирания тиристорной пары;

$\alpha_2$  - угол запираания тиристорной пары;

$\alpha$  - угол управления тиристора.

Для коммутаций как функций времени удобно использовать их разложение в ряд Фурье, общее выражение для которых имеет вид:

$$h(\omega t) = \frac{a_0}{2} + \sum_{k=0}^{\infty} (a_k \cos k\omega t + b_k \sin k\omega t). \quad (21)$$

Найдем коэффициенты ряда Фурье:

$$a_0 = \frac{1}{\pi} \left[ 0 \int_{-\pi}^{-\pi+\alpha_1} dv - 1 \int_{-\pi+\alpha_1}^{-\alpha_2} dv + 0 \int_{-\alpha_2}^{\alpha_1} dv + \int_{\alpha_1}^{\pi-\alpha_2} dv + 0 \int_{\pi-\alpha_2}^{\pi} dv \right] = 0.$$

$$a_k = \frac{1}{\pi} \left[ 0 \int_{-\pi}^{-\pi+\alpha_1} \cos(kv) dv - 1 \int_{-\pi+\alpha_1}^{-\alpha_2} \cos(kv) dv + 0 \int_{-\alpha_2}^{\alpha_1} \cos(kv) dv + \int_{\alpha_1}^{\pi-\alpha_2} \cos(kv) dv + 0 \int_{\pi-\alpha_2}^{\pi} \cos(kv) dv \right] =$$

$$= \frac{1 - (-1)^k}{\pi \cdot k} \cdot (\sin(k\alpha_2) - \sin(k\alpha_1)).$$

Коэффициент Фурье -  $a_k$ , преобразуем в коэффициент переменной  $(2k+1)$ , тогда получим:

$$a_{2k+1} = \frac{2}{\pi(2k+1)} (\sin((2k+1)\alpha_2) - \sin((2k+1)\alpha_1));$$

$$b_k = \frac{1}{\pi} \left[ 0 \int_{-\pi}^{-\pi+\alpha_1} \sin(kv) dv - 1 \int_{-\pi+\alpha_1}^{-\alpha_2} \sin(kv) dv + 0 \int_{-\alpha_2}^{\alpha_1} \sin(kv) dv + \int_{\alpha_1}^{\pi-\alpha_2} \sin(kv) dv + 0 \int_{\pi-\alpha_2}^{\pi} \sin(kv) dv \right] =$$

$$= \frac{1 - (-1)^k}{\pi \cdot k} \cdot (\cos(k\alpha_2) - \cos(k\alpha_1));$$

Коэффициент Фурье -  $b_k$ , преобразуем в коэффициент переменной  $(2k+1)$ , тогда получим:

$$b_{2k+1} = \frac{2}{\pi(2k+1)} (\cos((2k+1)\alpha_2) + \cos((2k+1)\alpha_1)).$$

Таким образом функция (20) после разложения в ряд Фурье примет вид:

$$h(t) = \frac{2}{\pi} \sum_{k=0}^{\infty} \left[ \frac{(\cos((2k+1)\alpha_2) + \cos((2k+1)\alpha_1))}{2k+1} \sin((2k+1)\omega t) - \frac{(\sin((2k+1)\alpha_2) - \sin((2k+1)\alpha_1))}{2k+1} \cos((2k+1)\omega t) \right], \quad (22)$$

или

$$d_{2k+1} = \sqrt{a_{2k+1}^2 + b_{2k+1}^2} = \frac{4 \cos\left((2k+1)\left(\frac{\alpha_2 + \alpha_1}{2}\right)\right)}{\pi(2k+1)};$$

$$\varphi_{2k+1} = \arctg\left(\frac{a_{2k+1}}{b_{2k+1}}\right) = (2k+1)\left(\frac{\alpha_2 - \alpha_1}{2}\right);$$

$$h(t) = \frac{4}{\pi} \sum_{k=0}^{\infty} \left[ \frac{\cos\left((2k+1)\left(\frac{\alpha_2 + \alpha_1}{2}\right)\right)}{\pi(2k+1)} \sin\left((2k+1)\left(\omega t + \frac{\alpha_2 - \alpha_1}{2}\right)\right) \right] \quad (22a)$$

Для трехфазной системы напряжения, коммутационная функция для каждой из фаз управляемого выпрямителя («схема Ларионова») будет иметь вид:

$$h(t) = \frac{4}{\pi} \sum_{k=0}^{\infty} \left[ \frac{\cos\left((2k+1)\left(\frac{\alpha_2 + \alpha_1}{2}\right)\right)}{\pi(2k+1)} \sin\left((2k+1)\left(\omega t - (j_i - 1)\frac{2\pi}{3} + \frac{\alpha_2 - \alpha_1}{2}\right)\right) \right], \quad (23)$$

где  $j=1$  (для фазы «А»),  $j=2$  (для фазы «В»),  $j=3$  (для фазы «С»).

Из анализа спектров трехфазной системы токов (23) следует, что в них содержатся гармоники прямой и обратной последовательности, а при  $(2k+1)$ , кратных трем, в них присутствуют гармоники, имеющие нулевую фазу, т.е. гармоники нулевой последовательности. При отсутствии нулевого провода нет условий для протекания в нагрузке гармоник тока нулевой последовательности. Значит, из спектра коммутационных функций нужно вычесть гармоники нулевой последовательности.

$$h_{A\Sigma 3}(t) = h_{B\Sigma 3}(t) = h_{C\Sigma 3}(t) = \frac{1}{3} \sum_{k=1}^{\infty} (h_{A,3k}(t) + h_{B,3k}(t) + h_{C,3k}(t)). \quad (24)$$

После вычитания гармоник нулевой последовательности (24) из (23), при  $\alpha_1 = \frac{\pi}{6} + \alpha$  и  $\alpha_2 = \frac{\pi}{6} - \alpha$ , получим новую коммутационную функцию переменной  $(mk \mp 1)$ :

$$h(t) = \frac{4}{\pi} \sum_{k=0}^{\infty} \left[ \frac{\cos\left(\frac{(mk \mp 1)\pi}{6}\right)}{(mk \mp 1)} \sin\left((mk \mp 1)\left(\omega t + (j_i - 1)\frac{2\pi}{3} + \alpha\right)\right) \right]. \quad (25)$$

Для формирования  $m$ -пульсного управляемого выпрямителя обычно используется фазосдвигающий узел. Он может быть выполнен на базе одного или нескольких трансформаторов. Каждая из  $L$  систем напряжений подключается ко входам одного из  $L$  числа трехфазных управляемых выпрямительных мостов, выходы которых соединяются или параллельно, или последовательно.

Таким образом, для нахождения результирующего вектора тока в фазе трехфазной системы, питающей  $m$ -пульсный выпрямитель, необходимо найти геометрическую сумму векторов токов, протекающих в  $L$  каналах, подключенных к указанной фазе трехфазной системы.

Для получения коммутационной функции  $m$ -пульсного вентильного выпрямителя применим алгоритм вектор-векторного формирования. Суть указанного метода заключается в том, что при известном модельном описании одной функции, можно получить результирующую (суммарную) функцию через коэффициент геометрического суммирования. Таким образом, в соответствии с указанным алгоритмом формируют  $L$  последовательно сдвинутых между собой по фазе на угол  $\delta$  элементарных коммутационных функций, а затем их последовательно суммируют, получая суммарную коммутационную функцию:

$$h_j(t) = h_1(t) \cdot K_{SL(2k+1)}. \quad (26)$$

Вывод коэффициента геометрического суммирования векторов  $K_{SL(2k+1)}$  изложен в [1]. В общем случае для суммируемых векторов  $L$  для  $(2k+1)$ -ой гармоники коэффициент геометрического суммирования принимает вид:

$$K_{SL(2k+1)} = \frac{\sin\left[(2k+1)\frac{L\delta}{2}\right]}{L \sin\left[(2k+1)\frac{\delta}{2}\right]}. \quad (27)$$

Модельное описание коммутационной функции в виде ряда Фурье может быть получено на основе модели (26) путем использования спектра

с формой «квазиеандр» (23) совместно с коэффициентом геометрического суммирования (27):

$$h(t) = \frac{4}{\pi} \sum_{k=0}^{\infty} \left[ \frac{\sin\left[(2k+1)\frac{L\delta}{2}\right] \cos\left[(2k+1)\left(\frac{\alpha_2 + \alpha_1}{2}\right)\right]}{L(2k+1) \sin\left[(2k+1)\frac{\delta}{2}\right]} \sin\left((2k+1)\left(\omega t - (j_i - 1)\frac{2\pi}{3} + \frac{\alpha_2 - \alpha_1}{2}\right)\right) \right]. \quad (28)$$

Формула (28) является расчетной для любого количества каналов  $L$  и для любого угла  $\delta$ . Однако если  $m$ -пульсная система симметричная, то

$$m = 2 \cdot 3 \cdot L; \quad L = \frac{m}{6}; \quad \delta = \frac{2\pi}{m} = \frac{\pi}{3L}. \quad (29)$$

Подставив выражения (29)  $\alpha_1 = \frac{\pi}{6} + \alpha$ ,  $\alpha_2 = \frac{\pi}{6} - \alpha$  в (31) запишем коммутационную функцию через количество пульсов за период

$$h(t) = \frac{4}{\pi} \sum_{k=0}^{\infty} \left[ \frac{6 \sin\left[(2k+1)\frac{\pi}{6}\right] \cos\left[(2k+1)\left(\frac{\pi}{6}\right)\right]}{m(2k+1) \sin\left[(2k+1)\frac{\pi}{m}\right]} \sin\left((2k+1)\left(\omega t - (j_i - 1)\frac{2\pi}{3} + \alpha\right)\right) \right]. \quad (30)$$

При отсутствии нулевого провода – нет условий для протекания в нагрузке гармоник тока нулевой последовательности. Значит, из спектра коммутационных функций нужно вычесть гармоники нулевой последовательности. После вычитания гармоник нулевой последовательности из (30) окончательное выражение для коммутационной функции:

$$h(t) = \frac{2}{\pi} \sum_{k=0}^{\infty} \left[ \frac{6 \sin\left[(m \cdot k \mp 1)\frac{\pi}{3}\right]}{m \cdot (m \cdot k \mp 1) \cdot \sin\left[(m \cdot k \mp 1)\frac{\pi}{m}\right]} \sin\left((m \cdot k \mp 1)\left(\omega t - (j_i - 1)\frac{2\pi}{3} + \alpha\right)\right) \right]. \quad (31)$$

Выполненные исследования показали, что физика работы выпрямительных устройств в предложенных решениях достаточно сложна. Теоретически, изначально используя лишь традиционные методы теоретических основ электротехники и, не располагая необходимым комплектом осциллограмм рабочих процессов, трудно получить детерминированное, логически обоснованное и явное описание процессов в этих схемах. Эти трудности можно обойти, если сформулировать и систематизировать факты, полученные частично теоретическим путем, частично путем имитационного компьютерного моделирования, и, опираясь на них решить эту задачу. Ее решение создаст необходимый информационный базис для формирования расчетных моделей. С целью упрощения анализа на данном этапе примем также допущения об

идеальности вентилей и о том, что результирующий ток (13) на выходе выпрямительного устройства идеально сглажен, то есть содержит только постоянную составляющую, а пульсации (или высшие гармоники) выходного тока подавлены нагрузкой или фильтром. Как следует из (17) указанное условие справедливо даже при наличии небольшой индуктивности в цепи нагрузки, поскольку на частоте гармоник  $k\omega$  индуктивное сопротивление возрастает, то амплитуды токов высших гармоник снижаются пропорционально квадрату индуктивного сопротивления нагрузки. Следовательно, если выполняется соотношение  $R_n \ll k\omega L_n$ , то высшими гармониками в цепи постоянного тока можно.

Ввиду того, что значения гармонических составляющих функции выпрямленного тока (13) малы, для инженерных расчетов их влиянием можно пренебречь. Учитывая формулы (19) спектр гармоник коммутационных функций в относительных единицах представляет собой спектр гармоник тока в относительных единицах или коэффициенты высших гармонических составляющих тока (коэффициент несинусоидальности тока).

$$K_{I_{j(v)}} = I_{j(v)}^* = \frac{I_{j(v)}}{I_{j(1)}} \approx h_{j(v)}^* = \frac{h_{j(v)}}{h_{j(1)}}, \quad (32)$$

$$THD_{I_j} = K_{I_j} = I_j^* = \frac{\sqrt{\sum_{v=2}^{\infty} I_{j(v)}^2}}{I_{j(1)}} \approx h_{j(v)}^* = \frac{\sqrt{\sum_{v=2}^{\infty} h_{j(v)}^2}}{h_{j(1)}}, \quad (33)$$

где  $V$  - номер гармоники;

$I_{j(v)}$  - действующее значение тока  $V$ -ой гармоники;

$K_{I_{j(v)}}$  - коэффициент  $V$ -ой гармонической составляющей тока, в о.е.;

$K_{I_j}$  - коэффициент несинусоидальности кривой тока, в о.е.

Таким образом, для формул (30), (31) коэффициенты несинусоидальности и высших гармонических составляющих по току соответственно можно рассчитать по формулам.

- для электрической сети с нейтралью:

$$K_{I_{j(v)}} = \frac{2 \sin \left[ (2k+1) \frac{\pi}{3} \right] \cdot \sin \left( \frac{\pi}{m} \right)}{\sqrt{3} (2k+1) \cdot \sin \left[ (2k+1) \frac{\pi}{m} \right]}, \quad (34)$$

$$THD_{I_j} = K_{I_j} = \frac{2}{\sqrt{3}} \sin \left( \frac{\pi}{m} \right) \sqrt{\sum_{k=1}^{\infty} \left[ \frac{\sin \left( (2k+1) \frac{\pi}{3} \right)}{(2k+1) \sin \left( (2k+1) \frac{\pi}{m} \right)} \right]^2}; \quad (35)$$

- для сети без нейтрального провода:

$$K_{I_{j(v)}} = \frac{2 \sin \left[ (m \cdot k \mp 1) \frac{\pi}{3} \right] \cdot \sin \left( \frac{\pi}{m} \right)}{\sqrt{3} (m \cdot k \mp 1) \cdot \sin \left[ (m \cdot k \mp 1) \frac{\pi}{m} \right]}, \quad (36)$$

$$THD_{I_j} = K_{I_j} = \frac{2}{\sqrt{3}} \sin \left( \frac{\pi}{m} \right) \cdot \sqrt{\sum_{k=1}^{\infty} \left[ \frac{\sin \left( (mk \mp 1) \frac{\pi}{3} \right)}{(mk \mp 1) \sin \left( (mk \mp 1) \frac{\pi}{m} \right)} \right]^2}. \quad (37)$$

**Схема замещения регулируемого выпрямителя линейными элементами.** Полученные результаты дают возможность представить нелинейный блок «Регулируемый  $m$ -пульсный вентильный преобразователь - R,L,C нагрузка» (рис. 1) схемами замещения с линейными источниками синусоидального тока, показанными на рис. 2 (для первой гармоники), рис. 3 (для гармоник, не кратных трем, в трехпроводных цепях) и рис.4 (для схем с нулевым проводом, где есть путь для протекания токов нулевой последовательности).

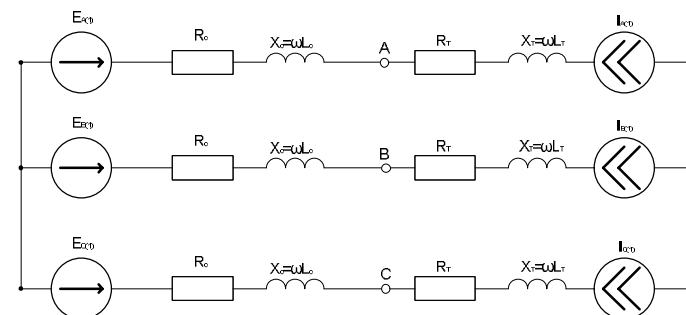


Рис. 2 – Схема замещения

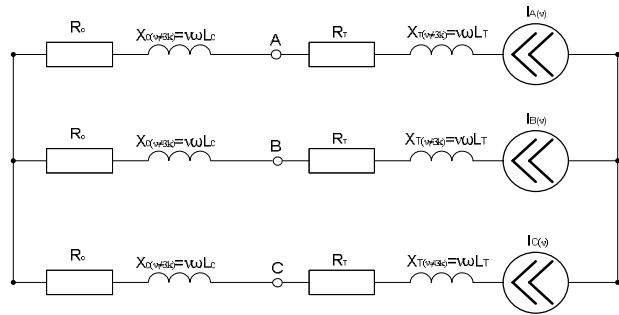


Рис. 3 – Схема замещения

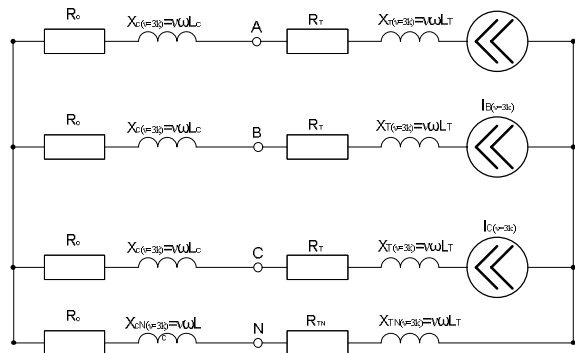


Рис. 4 – Схема замещения

Согласно принципу наложения, мгновенные значения тока любой ветви схемы равно сумме мгновенных значений токов отдельных гармоник. Аналогично, мгновенное значение напряжения на любом участке схемы равно сумме мгновенных значений напряжений отдельных гармоник на этом участке. Расчет производят для каждой из гармоник в отдельности. Для расчета согласно принципу наложения следует учитывать принятое допущения о том, что система напряжений синусоидальная и система питания имеет бесконечную мощность. Следовательно источники ЭДС присутствуют только в схеме замещения только для первой гармоники (Рис. 3). При расчете элементов схем замещения следует учитывать, что индуктивное сопротивление растёт прямо пропорционально частоте; поэтому для  $v$ -гармоники  $X_{L_v}$  в  $v$  раз больше чем для первой гармоники. На схемах замещения  $X_{C_v}$ ,  $X_{T_v}$ ,  $X_{CN_v}$ ,  $X_{TN_v}$ , соответственно индуктивные сопротивления сети, трансформатора и нейтрального провода.

Токи источников тока рассчитывают по формулам (13), (34), (36):  
- для электрической сети с нейтралью:

$$I_{j(v)} \approx I_{d \max} \frac{2 \sin \left[ (2k+1) \frac{\pi}{3} \right] \cdot \sin \left( \frac{\pi}{m} \right)}{\sqrt{3}(2k+1) \cdot \sin \left[ (2k+1) \frac{\pi}{m} \right]}; \quad (38)$$

- для сети без нейтрального провода:

$$I_{j(v)} \approx I_{d \max} \frac{2 \sin \left[ (m \cdot k \mp 1) \frac{\pi}{3} \right] \cdot \sin \left( \frac{\pi}{m} \right)}{\sqrt{3}(m \cdot k \mp 1) \cdot \sin \left[ (m \cdot k \mp 1) \frac{\pi}{m} \right]}. \quad (39)$$

Таким образом, аналитическим методом для  $m$ -пульсного регулируемого вентильного преобразователя получены универсальные формулы фазных токов в виде гармонических рядов, дающие возможность рассчитать также для любого управляемого вентильного преобразователя коэффициенты высших гармонических составляющих и коэффициенты несинусоидальности. Определены расчетные модели управляемого вентильного преобразователя как источника токов высших гармоник. При заданном значении тока нагрузки, потребляемого вентильным преобразователем, с помощью полученных значений коэффициентов высших гармонических составляющих можно определить реальные значения генерируемых токов высших гармоник. Этим доказано, что любой управляемый вентильный преобразователь, являющийся для питающей сети нелинейной нагрузкой, можно эквивалентировать линейной схемой замещения как совокупностью источников тока основной и высших гармоник с рассчитанными по полученным формулам амплитудами и фазами токов для любых нагрузочных режимов.

**Список литературы:** 1. Волков И.В. Универсальные математические модели  $m$ -пульсных выпрямителей со смешанной RLC-нагрузкой в цепи постоянного тока / Волков И.В. Каршенов Д.П. // Техническая электродинамика. – 2012. – №3. 2. Галкин В.И. Промышленная электроника: Учеб. Пособие / В.И. Галкин. – Мн.: Выш.шк., 1989. – 336 с. 3. Гумен М.Б. Основы теории электрических кил: У 3 кн.// М.Б.Гумен, А.М. Гуржий, В.М. Співак, Ю.Г. Савченко; За ред. М.Б. Гумена. – К.: Вища шк., 2004. – 391с. 4. Жежеленко И.В. Качество электроэнергии на промышленных предприятиях / И.В. Жежеленко, Саенко Ю. Л. – 4-е изд., перераб. и доп. – М.: Энергоатомиздат, 2005. – 261 с. 5. Забродин Ю.С. Промышленная электроника: Учебник для вузов / Ю.С. Забродин. – М.: Высш.школа, 1982 – 496 с. 6. Маевский О.А. Энергетические показатели вентильных преобразователей / О.А. Маевский – М.: Энергия, 1978. – 320 с. 7. Мерабишвили П.Ф., Ярошенко Е.М. Нестационарные электромагнитные процессы в системах с вентильями / П.Ф. Мерабишвили, Е.М. Ярошенко. – Кишенев: Штиинца, 1980. – 208 с. 8. Шидловский А.К. Высшие гармоники в низковольтных электрических сетях / А.К. Шидловский, А.Ф. Жаркин. – К.: Наукова думка, 2005. – 207 с.

Поступила в редколлегию 30.03.2012

Д.А.ГАПОН, ст. преп., НТУ «ХПИ»

### БЫСТРОДЕЙСТВУЮЩИЙ МЕТОД ИЗМЕРЕНИЯ ПРОМЫШЛЕННОЙ ЧАСТОТЫ ПО МОМЕНТАМ ПЕРЕСЕЧЕНИЯ ФИКСИРОВАННЫХ УРОВНЕЙ

У роботі описано новий метод вимірювання частоти і швидкості її зміни по моментам перетину вхідного сигналу з набором фіксованих рівнів. Наведено основні співвідношення, а також наведені результати експериментальних досліджень розглянутого методу.

В работе описан новый метод измерения частоты и скорости ее изменения по моментам пересечения входного сигнала с набором фиксированных уровней. Приведены основные соотношения, а также приведены результаты экспериментальных исследований рассматриваемого метода.

This paper describes a new method for measuring the frequency and rate of change of the moments of intersection of the input signal with a set of fixed levels. The basic relationships and results of measurement error experimental studies are given.

**Введение.** Развитие современных средств противоаварийной автоматики, и, в частности, автоматической частотной разгрузки (АЧР) обусловлено применением все более совершенных аппаратных средств. Ключевым элементом современного устройства управления в подавляющем большинстве случаев является микропроцессор или микроконтроллер. Непрерывный рост производительности и объемов доступной памяти вычислительных устройств позволяет применять более сложный и эффективный математический аппарат для решения различных задач. В то же время актуальность проблемы совершенствования системы АЧР подтверждается значительным количеством публикаций выпускающихся как в Украине, так и за ее пределами. Одним из основных направлений разработки является повышение быстродействия и помехоустойчивости средств частотной разгрузки, что невозможно без разработки новых совершенных методов измерения частоты промышленной сети. В качестве основных требований к методу измерения промышленной частоты выступают [1,2]:

- высокое быстродействие (1...5 периодов основной гармоники),
- высокая точность (погрешность измерения в рабочем диапазоне не более 0.05 Гц),
- высокая устойчивость к помехам и искажениям исходного сигнала.

Постановка задачи. Для реализации большинства разработанных методов, способных удовлетворить вышеперечисленные требования, необходимы значительные вычислительные мощности, что, в свою очередь, приводит к удорожанию и снижению надежности конечных устройств [3,4]. На практике же наиболее часто применяемым методом

определения частоты промышленной сети является метод определения периодов сигнала по моментам переходов сигнала через нулевой уровень, так как он наиболее прост в реализации. В то же время метод имеет ряд существенных недостатков, которые обусловлены тем, что используется только небольшая часть информации о характере входного сигнала, а те значения, которые не находятся вблизи нулевого уровня игнорируются. Таким образом, целесообразна разработка более совершенного метода, который способен использовать максимальное количество входных отсчетов с целью повышения точности измерения и помехоустойчивости.

**Решение задачи.** Более полно учесть характер входного сигнала можно, если рассматривать моменты переходов сразу через несколько фиксированных уровней. Пусть имеется некоторый уровень  $L$  значение которого меньше амплитудного значения входного сигнала. Тогда, любой периодический сигнал должен пересекать этот уровень число раз кратное двум за один свой период. Для синусоидального сигнала число пересечений любого уровня за один период равно двум. Причем интервал между произвольным  $i$ -м и  $i+2$ -м пересечениями соответствует периоду. Однако, сигналы тока и напряжения подвержены ряду искажений, наиболее характерным из которых является наличие высших гармоник. В этом случае могут возникать дополнительные переходы через какой-либо уровень. Тогда, для определения моментов, отстоящих на один период можно учитывать то свойство периодических сигналов, что за два полных периода любой уровень будет пересечен число раз кратное четырем (рис. 1).

Исключением является случай, когда точка пересечения совпадает с локальным экстремумом. Тогда если сигнал пересекает некоторый уровень  $L_j$  число раз равное  $4 \cdot k$  в моменты времени  $t_1, t_2, \dots, t_{4k}$ , то интервал между моментами  $t_i$  и  $t_{i+2k}$  для  $i \in [1, 2k - 1]$  будет равен периоду сигнала  $T_{ji}$ . Таким образом может быть получено множество значений периода  $T$ . В силу различных обстоятельств, таких как погрешность измерения сигнала и его нестационарность полученные значения периодов будут отличаться. Далее необходимо из имеющегося множества периодов получить значение частоты сети. При возникновении переходных процессов частота в системе меняется по закону близкому к линейному [1]. Тогда, если известно некоторое количество  $K$  значений периодов  $T_m$ ,  $m = 1..K$  и известны моменты времени, соответствующие их началам  $t_m$ , то по этим значениям можно найти уравнение, описывающее значение частоты с учетом возможного ее изменения во времени. Наиболее целесообразным представляется нахождение уравнение первого порядка вида  $\tau(t) = vt + \tau_0$ , где  $\tau_0$  - начальное значение периода,  $v$  - скорость изменения.

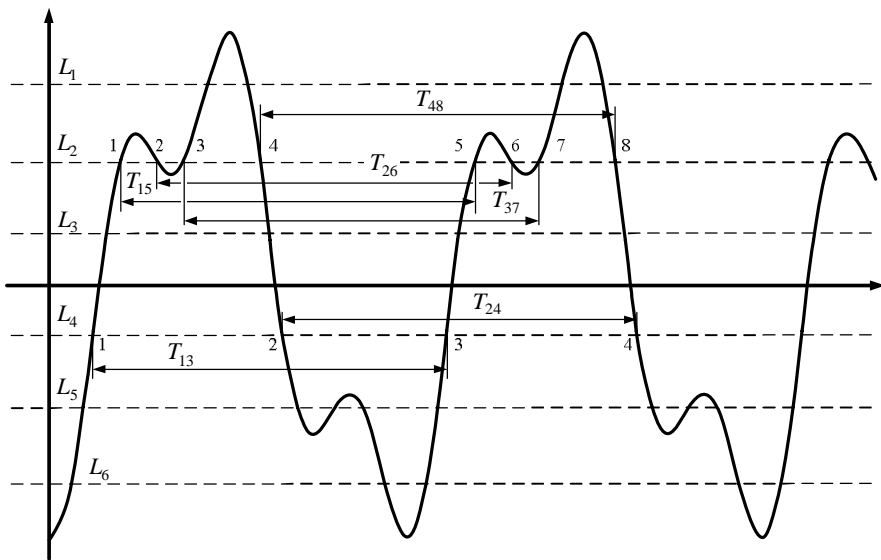


Рис. 1 - Определение величины периода сигнала по моментам пересечения нескольких уровней

Согласно методу наименьших квадратов коэффициенты уравнения могут быть найдены из соотношений:

$$\sum_{i=1}^K T_i t_i = v \sum_{i=1}^K t_i^2 + \tau_0 \sum_{i=1}^K t_i, \quad (1)$$

$$\sum_{i=1}^K T_i = v \sum_{i=1}^K t_i + K \tau_0. \quad (2)$$

Откуда:

$$v = \frac{K \sum_{i=1}^K T_i t_i - \sum_{i=1}^K T_i \sum_{i=1}^K t_i}{\sum_{i=1}^K t_i^2 - \frac{(\sum_{i=1}^K t_i)^2}{K}}, \quad \tau = \frac{\sum_{i=1}^K T_i t_i \sum_{i=1}^K t_i - \sum_{i=1}^K T_i \sum_{i=1}^K t_i^2}{\sum_{i=1}^K t_i^2 - \frac{(\sum_{i=1}^K t_i)^2}{K}}. \quad (3)$$

Полученные уравнения позволяют не только определить значение периода, а, следовательно, и частоты сети в течение рассматриваемого интервала, но и оценить скорость ее изменения.

Кроме того, наличие множества исходных значений дает возможность выполнить оценку «качества» входного сигнала. Для этого необходимо вычислить отклонения значений периодов от полученного закона:

$$\delta_i = T_i - \tau_0 - v t_i. \quad (4)$$

После чего можно найти границы доверительного интервала отклонения значений периода:

$$T_c - \Delta < T_c < T_c + \Delta. \quad (5)$$

При  $K \leq 30$  оценка выполняется по формуле:

$$\Delta = l_{\alpha, K} \frac{\sigma_T}{\sqrt{K}}, \quad (6)$$

где  $l_{\alpha, K}$  - значение критерия (квантиля) распределения Стьюдента, при односторонней точности оценки параметра, выбираемое в зависимости от доверительной вероятности и числу степеней свободы, определяемое по таблицам распределения Стьюдента, а  $\sigma_T$  - несмещенная выборочная дисперсия и может быть найдена из соотношения:

$$\sigma_T^2 = \frac{1}{K-1} \sum_{i=1}^K \delta_i^2. \quad (7)$$

Для объема выборки  $K > 30$ :

$$\Delta = l_{\alpha, K} \frac{\sigma_T}{\sqrt{K-1}}. \quad (8)$$

Результатом всех вычислений являются значения верхней границы текущего значения частоты, нижней границы, и скорости ее снижения.

**Заключение.** С целью определения свойств и качества работы рассмотренного метода было выполнено математическое моделирование. В табл. 1 приведены результаты расчета достижимой точности при применении аналого-цифрового преобразования (АЦП) с частотой дискретизации 2048 Гц и разрядностью 12 бит.

Таблица 1 - Зависимость величины ошибки от частоты

Частота, Гц	Минимум, Гц	Максимум, Гц	Среднеквадратическое отклонение
50	49.99877730	50.00141375	0.00048336
49,9	49.89837823	49.90170191	0.00045669
49,5	49.49901704	49.50165803	0.00044127
49	48.99869174	49.00138060	0.00046016
48	47.99972724	48.00029245	0.00042540
47	46.99892014	47.00120402	0.00049817

При этом входной сигнал представляет собой неискаженную синусоиду различной частоты. Можно сделать вывод о том, что точность измерения достаточно высока и практически не зависит от частоты входного сигнала.

В табл. 2 показана зависимость среднеквадратической ошибки от частоты дискретизации АЦП при неизменной разрядности 12 бит и частоте входного сигнала 49,5 Гц.

Таблица 2 - Зависимость ошибки от частоты дискретизации

Частота дискретизации, Гц	Среднеквадратическое отклонение
1600	0.00062444
3200	0.00045880
6400	0.00038637

В табл. 3 приведен характер зависимости среднеквадратической ошибки от числа разрядов АЦП при неизменной частоте дискретизации 3200 Гц и частоте входного сигнала 49,5 Гц.

Таблица 3 - Зависимость ошибки от числа разрядов АЦП

Число разрядов	Среднеквадратическое отклонение
10	0.00185824
12	0.00045880
14	0.00012343
16	0.00004052

Таким образом, рассмотренный метод обладает высокой точностью при сохранении достаточного быстродействия, что позволяет реализовать наиболее современные и актуальные методы выполнения частотной разгрузки. Применение доверительного интервала позволяет исключить возможность ложных срабатываний при каких-либо переходных процессах в энергосистеме сопровождающихся значительными искажениями формы напряжения в узлах нагрузки.

**Список литературы:** 1. Данильчук В.Н. Современная аппаратура частотных автоматик разгрузки, ввода резервов ГЭС, защит и блокировок / В.Н. Данильчук, И.Ф. Нехай, Е.А. Коломиец, В.А. Перетяшко // Электрические сети и системы - 2008- №2. – С. 45-64. 2. Phadke A.G. Synchronized phasor and frequency measurement under transient conditions./ Phadke A.G., Kasztemny B.// IEEE Transactions on Power Delivery – 2009 - vol. 24 no.1 – P.89–95. 3. Zoran Salcic. An Improved Taylor Method for Frequency Measurement in Power Systems / Zoran Salcic, Sing Kiong Nguang // IEEE Transactions on instrumentation and measurement - 2009 - vol.58,no.9 – P.3288-3294 4. Hyeon-Jin Jeon . Iterative Frequency Estimation Based on MVDR Spectrum / Hyeon-Jin Jeon, Tae-Gyu Chang // IEEE Transactions on power delivery - 2010 - vol.25,no.2 - P.621-630.

Поступила в редколлегию 28.03.2012

**О.Г. ГРИБ**, д-р техн. наук, проф., зав. кафедры, НТУ "ХПИ";  
**Г.А. СЕНДЕРОВИЧ**, канд. техн. наук, доц., НТУ "ХПИ";  
**П.Г. ЩЕРБАКОВА**, канд. техн. наук, доц., НТУ "ХПИ"

## ОЦЕНКА ВЛИЯНИЯ НЕСИММЕТРИИ НА ПРОВЕРКУ ПОДКЛЮЧЕНИЯ КОНТРОЛЬНО-ИЗМЕРИТЕЛЬНЫХ КОМПЛЕКСОВ К ТРЕХФАЗНОЙ СЕТИ

У статті проводиться аналіз впливу несиметрії в мережі на вірність роботи розробленого раніше методу оцінки впливу несиметрії на перевірку підключення контрольно-вимірювальних комплексів до трифазної мережі. Необхідність даного аналізу аргументовано використанням у методі співвідношення між симетричними складовими струмів і напруг, що заміряються приладом.

В статье проводится анализ влияния несимметрии в сети на правильность работы разработанного ранее метода оценки влияния несимметрии на проверку подключения контрольно-измерительных комплексов к трехфазной сети. Необходимость данного анализа аргументирована использованием в методе соотношения между симметричными составляющими токов и напряжений, замеряемых прибором.

The article analyzes the impact of asymmetry in the network for proper operation of a previously developed method for assessing the influence of asymmetry on the connection validation of test systems to three-phase network. The need for this analysis argued using the method of symmetrical components of the ratio between the currents and voltages, the measured device.

Ошибка при подключении контрольно-измерительного прибора к трехфазной сети приводит к получению искаженной информации на входе прибора и, соответственно, к неверным результатам после ее обработки. Идентификация ошибки требует от персонала достаточно высокой квалификации в области электроэнергетики, выполняется по должностным инструкциям и сопряжена с рядом технических и организационных сложностей.

Задача усложняется тем, что подключение прибора к используемым потребителями измерительным цепям, выполненное в полном соответствии с электрическими схемами сети и прибора, не во всех случаях обеспечивает получение достоверной информации о параметрах режима сети. Речь идет не о погрешностях измерительных преобразователей тока и напряжения. Такие погрешности присутствуют в любом случае, их надо учитывать при оценке точности измерений. В практике эксплуатации встречаются преднамеренные либо непреднамеренные нарушения в схемах измерительных цепей. В отличие от погрешностей измерений, нарушения в схемах измерительных цепей могут полностью исказить оценку ПКЭ, а также привести к неверной



оценке ответственности субъектов распределения электроэнергии за нарушение требований ГОСТ [1] по качеству электроэнергии.

Возникает необходимость автоматизации проверки подключения прибора. При проведении проверки должна оцениваться правильность его подключения по отношению к первичным (силовым) цепям.

Понятие ошибки подключения прибора подразумевает несоответствие входных сигналов, получаемых прибором, первичным напряжениям и токам [2]. Использование двух взаимосвязанных трехфазных систем векторов позволяет определить возможные ошибки и их сочетания.

В неправильных подключениях прибора можно выделить следующие группы ошибок:

- ошибки отключения;
- ошибки чередования фазных векторов;
- ошибки полярности подключения;
- ошибки несоответствия токов и напряжений.

Под *ошибками отключения* подразумевается отсутствие входного сигнала по напряжению или току в одной или двух фазах.

*Ошибки чередования* фазных векторов есть изменения принятого порядка чередования А, В, С на обратный.

*Ошибки полярности подключения* – это несоответствие полярности подключения в пределах одной системы векторов (напряжений или токов).

Признаки, присущие ошибкам чередования и ошибкам полярности подключения, выявлены и сопоставлены в табл. [2].

Таблица – Признаки ошибок чередования и полярности подключения

Чередование фаз	Подключение фазных токов			Единичные токи симметричных составляющих		
	$\underline{I}_A$	$\underline{I}_B$	$\underline{I}_C$	$\underline{I}_1$	$\underline{I}_2$	$\underline{I}_0$
А, В, С	+	+	+	1	0	0
	+	-	-	$1/3 \angle 180^0$	$2/3$	$2/3$
	+	-	+	$1/3$	$2/3 \angle -60^0$	$2/3 \angle 60^0$
	+	+	-	$1/3$	$2/3 \angle 60^0$	$2/3 \angle -60^0$
А, С, В	+	+	+	0	1	0
	+	-	-	$2/3$	$1/3 \angle 180^0$	$2/3$
	+	-	+	$2/3 \angle 60^0$	$1/3$	$2/3 \angle -60^0$
	+	+	-	$2/3 \angle -60^0$	$1/3$	$2/3 \angle 60^0$

Сопоставляя признаки ошибок чередования и полярности подключения фазных токов (табл.), следует отметить, что при

совмещении ошибок признаки ошибок, перечисленные выше, остаются в силе.

*Ошибки несоответствия токов и напряжений* – это несоответствие фаз и полярности фазных токов и напряжений.

В качестве критерия соответственного подключения токов и напряжений можно использовать условие:

$$\left. \begin{array}{l} \cos \varphi > 0; \\ \sin \varphi < 0. \end{array} \right\}$$

Исключением для данного критерия могут послужить частные случаи высокой степени компенсации реактивной нагрузки.

Таким образом, определение неправильности подключения использует соотношения симметричных составляющих параметров режима трехфазной сети. Возникает естественный вопрос: на сколько корректным будет предложенный метод в условиях возможного нарушения симметрии электрической сети, к которой подключен прибор.

#### Цель, задачи исследования.

Следует оценить, в какой мере предложенный метод анализа ошибок подключения прибора применим при наличии несимметрии в условиях эксплуатации электрических сетей, поскольку метод использует соотношения между симметричными составляющими токов и напряжений, замеряемых прибором.

Анализ проводится по группам выявляемых ошибок рассмотренных выше.

*Ошибки подключения* определяются по факту отсутствия сигнала и не зависят от симметрии токов и напряжений.

*Ошибки чередования фазных векторов* выявляются по соотношению векторов прямой и обратной последовательностей.

В идеально симметричной сети при правильном чередовании фазных векторов относительные значения напряжений прямой и обратной последовательностей составляют  $U_1^*=1$ ;  $U_2^*=0$ , в случае обратного чередования фаз –  $U_1^*=0$ ;  $U_2^*=1$  [2].

Отсюда следует, что принятый признак может быть использован, если модуль векторов обратной последовательности не превышает модуль векторов прямой последовательности. Это соответствует условию: коэффициент несимметрии напряжения обратной последовательности  $(K_{2U}) < 100\%$ .

*Ошибки полярности подключения.* Как показал анализ, признаком нарушения полярности подключения одной или двух фаз к идеально симметричной сети является фиксация прибором нулевой составляющей напряжения (тока), которая в относительных единицах составляет  $U_0^*=2/3$  [2]. Наличие нулевой составляющей в контролируемой сети может как увеличивать показание прибора, так и компенсировать его в какой то

мере. Для отстройки от возможной несимметрии в сети выбрана уставка  $U_0^* = 1/3$  ( $U_0 > 1/3 U_A$ ). Правильность выявления ошибки полярности подключения обеспечена для  $K_{0U} < 33\%$ .

Опция определения фазы, которая подключена с противоположной полярностью, опирается на измерение углов между векторами прямой и обратной последовательностей ( $\angle \underline{I}_1, \underline{I}_2$ ). В зависимости от фазы, в которой нарушена полярность, угол меняется на  $120^\circ$ . Если уставку выбрать посередине, то угловая погрешность векторов обратной последовательности, которую может внести наличие несимметрии в сети, должна быть меньше  $60^\circ$ .

*Ошибки несоответствия токов и напряжений* определяются взаимным нарушением полярности включения по цепям токов и напряжений. Проверка осуществляется по направлению активной мощности, которая обеспечивает передачу электрической энергии от системы к потребителю. При этом обеспечивается условие  $\cos \varphi > 0$ .

Наличие несимметрии не может изменить направление активной мощности, так как вторичная мощность не может превышать мощность, получаемую от источника.

#### **Выводы.**

Таким образом, разработанная методика проверки подключения контрольно-измерительных комплексов к трехфазной сети может быть использована в сети с коэффициентами несимметрии по обратной последовательности меньше 100% ( $K_{2U} < 100\%$ ), по нулевой последовательности меньше 33% ( $K_{0U} < 33\%$ ).

**Список литературы:** 1. ГОСТ 13109-97. Нормы качества электрической энергии в системах электроснабжения общего назначения. – Взамен ГОСТ 13109-87; введ. 18-06-1999. – Минск : Межгос. совет по стандартизации, метрологии и сертификации, 1999. – 30 с. 2. *Гриб О. Г.* Анализ ошибок подключения трехфазных контрольно-измерительных приборов / *О. Г. Гриб, Г. А. Сендерович, П. Г. Сендерович* – Восточно-европейский журнал передовых технологий, 2006. – № 2/2 (20). – С. 160 – 164.

*Поступило в редколлегию 16.02.12*

УДК 622.276.6

*А.Г. ГУРИН*, д-р. техн. наук, проф., НТУ «ХПИ»;  
*С.П. МОСТОВОЙ*, канд. физ.-мат. наук, доц., НТУ «ХПИ»;  
*Ю.Г. ГОНТАРЬ*, аспирант, НТУ «ХПИ»;  
*О.Н. ЯРМАК*, вед. инженер, НТУ «ХПИ»

### **СКВАЖИННЫЙ ЭЛЕКТРОДИНАМИЧЕСКИЙ ИЗЛУЧАТЕЛЬ ГИДРОАКУСТИЧЕСКИХ ИМПУЛЬСОВ ВЗРЫВНОГО ТИПА**

Рассмотрены вопросы формирования гидроакустического импульса в зоне коллектора глубоких нефтяных скважин при использовании в качестве излучателя электродинамического устройства, способного создавать мощную ударную волну не только за счет взаимодействия бифилярных токопроводов устройства, а и за счет взрыва токопроводов в виде металлизированных полимерных пленок при максимальной амплитуде разрядного тока конденсаторной батареи.

Розглянуто питання формування гідроакустичного імпульсу у зоні глибких нафтових скважин при використанні в якості випромінювача електродинамічного пристрою, здатного створювати потужну ударну хвилю не тільки за рахунок взаємодії біфілярних токопроводів пристрою, а і за рахунок вибуху токопроводів у вигляді металізованих полімерних плівок при максимальній амплітуді розрядного струму конденсаторної батареї.

Issues of forming sonar pulse from the reservoir zone of deep oil wells when used as a radiator of the electrodynamic device, capable to create a powerful shock wave not only due to the interaction бифилярных the conductor current device, and due to the explosion of the conductor current in the form of metalized polymer films with maximum amplitude of a discharge current of this battery.

**Постановка проблемы.** Эксплуатация глубоких нефтяных скважин связана с необходимостью периодической очистки перфораций в зоне коллектора, воздействия на близлежащие нефтеносные прослойки с целью улучшения притока нефти в эту зону. И если до глубины порядка 3 км используются электрогидравлические источники акустических импульсов [1], то при больших глубинах устойчивый пробой промежутков в водно-нефтяной среде можно получить при стабилизации разряда введением взрывающихся проводников или повышением разрядного напряжения. Так как повышение разрядного напряжения до 40÷50 кВ в условиях работы разрядника в обсадной трубе с внутренним диаметром до 140 мм связано с необходимостью обеспечить контактность и необходимую электрическую прочность изоляции, то предпочтение имеет первый вариант, связанный с применением взрывающихся проводников. Его преимущество заключается в возможности получить мощный акустический импульс длительностью до 10 мкс, что необходимо при группировании излучателей вдоль трубы с целью

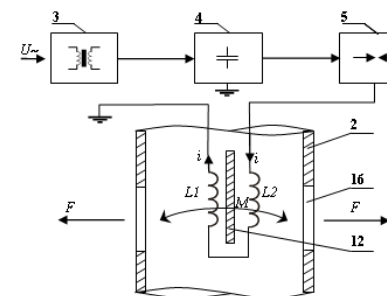
исключить влияние каждого излучателя на излучение последующих [2]. В статье рассмотрена конструкция и принцип работы электродинамического излучателя, акустический импульс в котором создается путем взрыва бифилярно расположенных проводов в виде тонких полосок алюминиевой фольги, который происходит в момент протекания максимального значения разрядного тока.

**Принцип работы излучателя и его конструкция.** Принцип работы излучателя поясняет рис. 1а, а его конструкцию – рис. 1б. С помощью грузонесущего геофизического кабеля 1 в области коллектора обсадной колонны скважины размещается цилиндрический корпус излучателя 2, в котором размещается повышительно-выпрямительный блок 3, конденсаторный накопитель энергии 4 и блок коммутации 5. Акустический импульс возникает в результате разряда емкостного накопителя на полимерную пленку 8 со слоем металлизации алюминия 9 через скользящие контакты 6. Металлизированная пленка образует бифиляр, что позволяет значительно снизить индуктивность излучателя, тем самым повысить скорость нарастания разрядного тока и взрыва алюминиевой фольги. Взрывная волна создает импульс давления, который через перфорационные отверстия 16 передается окружающей среде. Перемещение и подготовка слоя металлизации к последующим взрывам происходит перематыванием пленки специальным электроприводом [3,4].

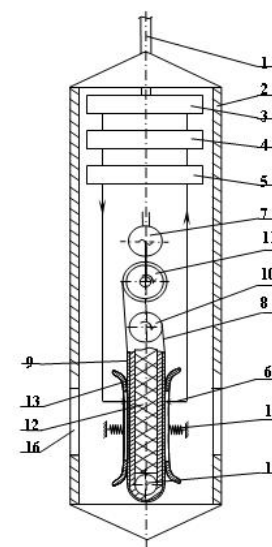
**Определение параметров взрыва слоя металлизации.** Взрыв слоя металлизации должен произойти в момент максимума разрядного тока конденсаторной батареи. При колебательном разряде взрыв произойдет в момент

$$t_0 = \frac{\pi}{2} (LC)^{1/2}, \quad (1)$$

где  $L$  - индуктивность разрядного контура;  $C$  - емкость конденсаторной батареи.



а)



б)

Рис.1 – Поясняющая схема излучателя: а – принципа работы, б – его конструкция: 1 - геофизический кабель; 2 – корпус излучателя; 3 - зарядное устройство; 4 – конденсаторный накопитель энергии; 5 - блок коммутации; 6 – скользящие контакты; 7 – электродвигатель; 8 - полимерная пленка; 9 - слой металлизации (фольга); 10 - подающий ролик; 11 - принимающий ролик; 12 - изоляционная пластина; 13 - прижимные пластины; 14 – пружина; 15 - направляющий ролик; 16 - перфорационные отверстия

Энергия, требуемая для получения электродинамического эффекта и полного испарения металлизации, должна быть равна

$$W_u = W_0 \cdot \eta \cdot \eta_1, \quad (2)$$

где  $W_0$  - энергия, накопленная в конденсаторах;  $\eta$  - коэффициент передачи излучателю магнитной энергии в контуре;  $\eta_1$  - коэффициент преобразования энергии накопителя в джоулево тепло, выделяемое в слое металлизации

$$\eta = \frac{L_u}{L_u + \sum_{i=1}^n L_i}, \quad (3)$$

где  $L_u$  - индуктивность бифилярного излучателя;  $\sum_{i=1}^m L_i$  - индуктивность

остальных элементов цепи.

Взрыв произойдет в момент максимума тепла разрядного тока, если джоулево тепло, выделяемое в слое за первую четверть периода, будет равно или превосходить величину, достаточную для перевода слоя металлизации до точки испарения. При этом время  $t_0$  будет необходимым временем для полного завершения взрыва.

Если  $W_e$  - внутренняя энергия единицы массы слоя металлизации, а  $m$  - его масса,  $S$  - поперечное сечение,  $l$  - длина и  $\rho$  - удельное сопротивление, то

$$\rho \frac{l}{S} I_1^2 = m \left( \frac{dW_e}{dt} \right), \quad (4)$$

где  $I_1$  - текущее значение разрядного тока.

Удельное сопротивление  $\rho$  изменяется в процессе взрыва, но до этого момента мало и при определении  $I_1$  его значением можно пренебречь. Тогда

$$I_1 = (I_0)_{t_0} \cdot \sin \omega t, \quad (5)$$

где  $\omega = (LC)^{-1/2}$ .

Удельное сопротивление  $\rho$  зависит от температуры слоя а, следовательно, от  $W_e$ , т. е.  $\rho = f(W_e)$ . Поэтому можно записать:

$$m\rho^{-1}dW_e = \left(\frac{l}{S}\right)I_1^2 \sin^2 \omega t dt. \quad (6)$$

Интегрирование во времени от 0 до  $t_0$  при подстановке  $\omega t = x$  и  $\frac{m}{l \cdot S} = m_0$  (плотность слоя металлизации) дает

$$\int_{W_{e0}}^{W_{e10}} \rho^{-1} dW_e = \frac{I_1^2}{S^2 m \omega} \int_0^{\pi/2} \sin^2 x dx \text{ или} \quad (7)$$

$$I_1^2 \frac{(LC)^{1/2}}{S^2} = \frac{4m_0}{\pi} \int_{W_{e0}}^{W_{e10}} \rho^{-1} dW_e.$$

При известном зарядном напряжении конденсаторной батареи и запасенной энергии можно записать:  $I_1 = (I_0)_{t_0} \sin \omega t$ , где  $\omega = (LC_1)^{-1/2}$ .

Удельное сопротивление  $\rho$  зависит от температуры, а, следовательно, и от  $e$ , так что  $\rho = f(e)$ . Поэтому можно записать:

$$m\rho_e^{-1}de = \left(\frac{l}{S}\right)(I_1)_{t_0}^2 \sin^2 \omega t dt.$$

Интегрирование во времени от 0 до  $t_0$  при подстановке  $\omega t = x$  и  $\frac{m}{lS} = \gamma$  (плотность фольги) дает

$$\int_{e_0}^{e_{10}} \rho_e^{-1} de = \frac{(I_1)_{t_0}^2}{S^2 \gamma \omega} \int_0^{\pi/2} \sin^2 x dx \text{ или} \quad (8)$$

$$(I_1)_{t_0}^2 \frac{(LC_1)^{1/2}}{S^2} = \frac{4\gamma}{\pi} \int_{e_0}^{e_{10}} \rho_e^{-1} de.$$

При известном зарядном напряжении конденсаторной батареи и запасенной энергии, можно записать:

$$\frac{W_0^{3/2} \eta_1}{V_0 L_1^{1/2} S^2} = \frac{\sqrt{2}}{\pi} \gamma \int_{e_0}^{e_1} \rho^{-1} de. \quad (9)$$

Зависимость  $\rho$  и  $e$  от температуры вводится при условии медленного адиабатического нагрева при атмосферном давлении.

Введем обозначение:

$$\alpha = \frac{\sqrt{2}}{\pi} \gamma \int_{e_0}^{e_1} \rho^{-1} de. \quad (10)$$

При быстром вводе энергии вводят поправочный коэффициент  $1 < k_1 < 3$ , тогда

$$\frac{W_0^{3/2}}{V_0 L_1^{1/2} S^2} = k_1 \alpha. \quad (11)$$

В соответствии с законом Теплера скользящий разряд при импульсе напряжения с амплитудой 5 кВ и скоростью нарастания напряжения  $dV/dt \cong 10^9$  В/с, разовьется на расстояние

$$l_{ok} = \chi C_{yo}^2 V^5 \sqrt{dV/dt}, \quad (12)$$

где  $\chi$  - коэффициент, учитывающий полярность импульса (при положительном импульсе он равен  $1,53 \cdot 10^{-9}$ , при отрицательном -  $1,29 \cdot 10^{-9}$ );  $C_{yo}$  - удельная поверхностная емкость пленки, для поверхности полиэтилентерефталатной пленки можно принять величину  $0,25 \cdot 10^{-8}$  Ф/м<sup>2</sup>.

Расчеты показывают, что скользящий разряд за время до взрыва слоя металлизации не успеет развиваться и будет проявляться у поверхности электродов, но после перекрытия поверхности продуктами взрыва пленка будет способствовать его развитию за счет низкой электрической прочности.

**Выводы.** 1. Создана конструкция электродинамического источника взрывного типа, которая обеспечивает высокую амплитуду акустического импульса в обсадной колонне нефтяной скважины за счет взрыва бифилярных токопроводов.

2. Показано, что в качестве сменного носителя взрываемого слоя металла может служить полимерная пленка, которая за короткие времена взрыва металлизации не успевает изменить свои электрические и механические параметры.

**Список литературы:** 1. Гурин А. Г. Сейсморазведочный комплекс излучателей для мониторинга запасов нефти и интенсификации ее добычи из действующих скважин / А.Г. Гурин, С.П. Мостовой, В.В. Пидашов, Н.С. Ярмук // Вісник НТУ "ХПІ". 36. наук. праць. Тем. випуск "Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика". - Харків: НТУ "ХПІ". - 2010. - №55. - С. 23-32. 2. Пат. 61945 Україна, МПК G 01 V 1/57 (2006/01). Свердловинне електродинамічне джерело акустичних ударних імпульсів / Гурин А.Г., Мостовий С.П., Ярмук О.М., Гонтар Ю.Г.; заявник та патентовласник Гурин А.Г. - №и 2010 14248; заявл. 29.11.2010; опубл. 10.08.2011, Бюл. №15. 3. Заславский С.И. Иницирование разряда нитью с полупроводящим покрытием. Разрядно-импульсные технологии / С.И. Заславский, А.Г. Иванов. - К.: Наукова думка, 1978. - С. 75-78. 4. Щерба А.А. Анализ эффективности и надежности высоковольтного электроразрядного оборудования в условиях высоких температур погружных скважинных установок / А.А. Щерба, О.В. Хвоцан, Ю.И. Курашко, И.С. Швец // Технічна електродинаміка. Тем. вип. "Силова електроніка та енергоефективність". - 1999. - Ч. I. - С. 116-119.

Поступила в редколлегию 10.04.2012

*ДОВГАЛЮК О.Н.*, канд. техн. наук, доц., НТУ «ХПИ»

### **МОДЕЛИРОВАНИЕ АВТОМАТИЗИРОВАННОЙ СИСТЕМЫ УЧЕТА ЭЛЕКТРИЧЕСКОЙ ЭНЕРГИИ С КОНТРОЛЕМ ПОКАЗАТЕЛЕЙ КАЧЕСТВА**

Побудовано математичну модель автоматизованої системи обліку електричної енергії, що дозволяє прогнозувати значення параметрів режиму та здійснювати контроль показників якості в системі електропостачання. Застосування отриманої моделі дозволить оптимізувати функціонування автоматизованих інформаційно-вимірювальних систем.

Построена математическая модель автоматизированной системы учета электрической энергии, позволяющая прогнозировать значения параметров режима и осуществлять контроль показателей качества в системе электроснабжения. Применение полученной модели позволит оптимизировать функционирование автоматизированных информационно-измерительных систем.

A mathematical model of an automated accounting system of electrical energy, which allows to predict the value of operation parameters and to monitor of electric energy quality for power supply system. Application of the resulting model will optimize the operation of automated information-measuring systems.

Современные автоматизированные системы учета электрической энергии (АСУЭ) представляют собой комплекс технических и программных средств, предназначенных для организации автоматического учета электроэнергии и автоматизированного управления процессом электропотребления.

Применение АСУЭ позволяет получать полную и оперативную информацию о расходах электроэнергии и мощности, что является основой для внедрения энергосберегающих технологий. При проектировании и эксплуатации АСУЭ возникает ряд задач, из которых одной из наиболее сложных и важных является моделирование таких систем. Решение этой задачи, позволяющее прогнозировать состояние объектов энергетики и результаты предлагаемых энергосберегающих технологий, является актуальным и необходимым для усовершенствования и оптимизации функционирования АСУЭ.

Исследованию особенностей проектирования и работы АСУЭ посвящены многие работы таких ученых как Праховник А.В., Калинин В.П., Тесик Ю.Ф., Васильченко В.И., Лежнюк П.Д., Черемисин Н.М., Титов Н.Н., Ожегов А.Н., Гельман Г.А. и др. [1-6]. В то же время вопросу моделирования данных систем не уделялось достаточно внимания.

Целью проведенных исследований является построение математической модели АСУЭ, которая позволит прогнозировать значения параметров режима сети и оценивать показатели качества электрической энергии (ПКЭ) в контролируемых точках сети.

Современные АСУЭ имеют многоуровневую распределенную структуру, в состав таких систем входит большое количество элементов и узлов. В общем случае в структуре АСУЭ можно выделить четыре уровня [1]:

- первый уровень - первичные измерительные приборы (ПИП) с телеметрическими или цифровыми выходами, осуществляющие непрерывно или с минимальным интервалом усреднения измерение параметров режима в контролируемых точках сети;
- второй уровень - устройства сбора и подготовки данных (УСПД), специализированные измерительные системы или многофункциональные программируемые преобразователи со встроенным программным обеспечением учета контролируемых параметров, осуществляющие в заданном цикле интервала усреднения круглосуточный сбор измерительных данных с территориально распределенных ПИП, накопление, обработку и передачу этих данных на верхние уровни АСУЭ;
- третий уровень - персональный компьютер (ПК) или сервер центра сбора и обработки данных (ЦСОД) со специализированным программным обеспечением АСУЭ, осуществляющий сбор информации с одного или группы УСПД, итоговую обработку этой информации как по точкам учета, так и по их группам, документирование и отображение данных учета в виде, удобном для анализа и принятия решений;
- четвертый уровень - сервер центра сбора и обработки данных со специализированным программным обеспечением АСУЭ, осуществляющий сбор информации с ПК или группы серверов ЦСОД третьего уровня, дополнительное агрегирование и структурирование информации по группам объектов учета, документирование и отображение данных учета в виде, удобном для анализа и принятия решений.

С технологической точки зрения АСУЭ имеет три уровня (рис. 1):

1. центральный уровень - АСУЭ главного оператора оптового рынка электроэнергии;
2. региональный уровень - АСУЭ субъектов энергорынка - операторов системы коммерческого учета энергогенерирующих, передающих и энергоснабжающих компаний;
3. локальный уровень - АСУЭ подстанций.

Все эти особенности делают АСУЭ достаточно сложным объектом моделирования [7], основные функции которого сводятся к следующим:

- контроль параметров режима в заданных точках системы электроснабжения (СЭС);

- анализ электропотребления и управление процессом распределения электрической энергии;
- контроль ПКЭ;
- оперативное отображение информации об аварийных и нештатных событиях, срабатывании блокировок и защит;
- ведение архива информации о работе оборудования и режимных параметрах СЭС.

$$\begin{cases} P_{ex} = P_p(t), \\ P_{вн} = P_{ac}(t), \\ P_{вых} = P_{kc}(t), \end{cases} \quad (1)$$

где  $P_p(t)$  – матрица значений параметров режима для контролируемых точек сети, т.е. значений тока  $I(t)$ , напряжения  $U(t)$  и мощности  $S(t)$ ;  $P_{ac}(t)$  – матрица передаточных функций структурных узлов АСУЭ  $W(s)$  и значений погрешностей  $\sigma_0(t)$ , определяющих точность измерений;  $P_{kc}(t)$  – матрица значений показателей качества работы АСУЭ  $J(t)$ , а также формируемых управляющих воздействий  $v(t)$ .

Случайный процесс  $x(t)$  моделирует состояние СЭС. Непосредственному наблюдению данный процесс недоступен, в то же время существует возможность измерения другого процесса  $y(t)$ , несущего информацию о состоянии системы  $x(t)$ . По результатам наблюдений за процессом  $y(t)$  на отрезке времени  $[t_0, T]$ , где  $T > t_0$ , необходимо построить оптимальную оценку  $m(\tau)$  вектора  $x(\tau)$ . Поскольку соотношение времени для этого процесса можно выразить  $\tau = T$ , то данная задача классифицируется как фильтрация. При этом

$$x(t) \in R_n, \quad y(t) \in R_m, \quad (2)$$

где  $R_n, R_m$  – области допустимых значений параметров СЭС и наблюдений за ними.

Схема управления процессом контроля для АСУЭ представлена на рис. 3.

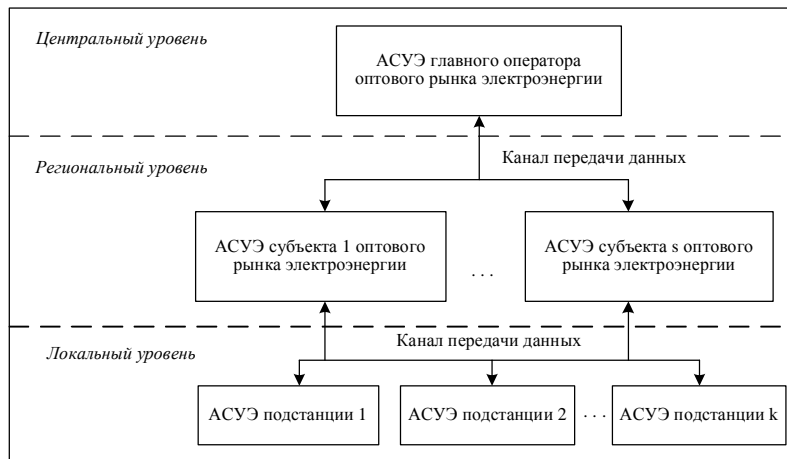


Рис. 1 – Структурная схема АСУЭ

Параметры АСУЭ, представленные на рис. 2., можно разделить на входные  $P_{ex}$ , внутренние  $P_{вн}$  и выходные  $P_{вых}$ .

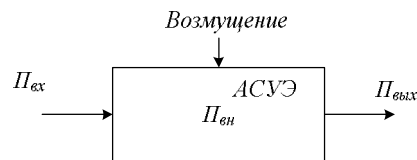


Рис. 2 – Параметры АСУЭ

К входным параметрам относятся параметры режима электрической сети и возмущающее воздействие, оказываемое на систему из внешней среды. К внутренним относятся параметры структурных элементов системы, а к выходным параметрам – показатели качества работы АСУЭ, по которым можно судить о правильности функционирования системы и сравнивать однотипные по назначению системы:

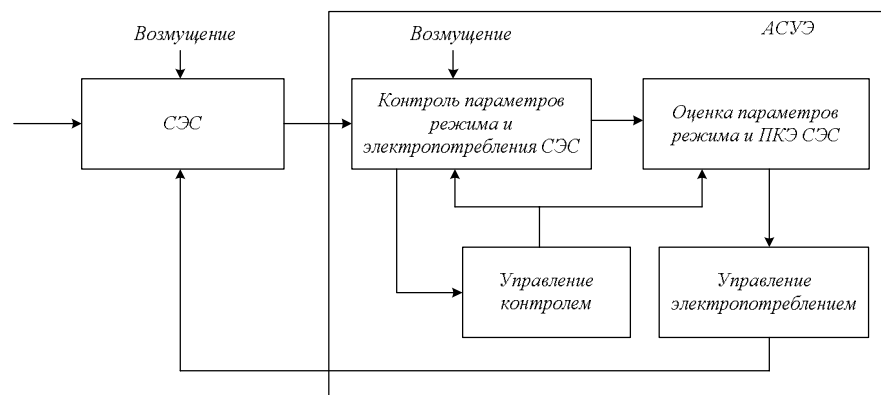


Рис. 3 – Схема управления процессом контроля для АСУЭ

Состояние СЭС и процесс контроля описываются системой линейных стохастических уравнений [8], имеющих вид

$$dx(t) = P_c(t)x(t)dt + \sigma(t)d\xi(t), \quad x(0) = x_0, 0 \leq t \leq T, \quad (3)$$

$$dy(t) = P_{np}(t)x(t)dt + \sigma_0(t)d\xi_0(t), \quad y(0) = y_0, 0 \leq t \leq T, \quad (4)$$

где  $x(t)$  – параметры СЭС;  $y(t)$  – контроль за параметрами СЭС;  $P_c(t)$  – матрица параметров СЭС (сопротивлений и проводимостей элементов СЭС, определяемых конфигурацией системы и особенностями ее отдельных элементов);  $P_{np}(t)$  – матрица состава измерений, т.е. значений контролируемых параметров режима СЭС (значений тока  $I_n(t)$ , напряжения  $U_n(t)$  и мощности  $S_n(t)$ );  $\xi(t)$ ,  $\xi_0(t)$  – векторы, моделирующие помехи в СЭС и в канале измерения АСУЭ соответственно;  $\sigma(t)$ ,  $\sigma_0(t)$  – матрицы погрешностей СЭС и АСУЭ, определяющие точность измерений.

Матрицы  $P_c(t)$ ,  $\sigma(t)$ ,  $P_{np}(t)$ ,  $\sigma_0(t)$  определены и имеют измеримые ограниченные элементы. Согласно [9]  $\xi$  и  $\xi_0$  представляют собой винеровские стандартные процессы,  $x_0$  – гауссовский вектор,  $Mx_0 = m_0$ ,  $Dx_0 = D_0$ . Случайные величины  $x_0$ ,  $\xi$  и  $\xi_0$  взаимно независимы. При этом точность определения параметров режима системы характеризуется матрицей  $D(t)$ , а управление контролем – матрицей  $v = P'_{np}(\sigma_0\sigma'_0)^{-1}P_{np}$ , которые связаны уравнением фильтра Калмана:

$$\begin{aligned} \dot{D}(t) &= P_c(t)D(t) + D(t)P'_c(t) - D(t)v(t)D(t) + \sigma(t)\sigma'(t), \\ D(0) &= D_0, v = P'_{np}(\sigma_0\sigma'_0)^{-1}P_{np}, 0 \leq t \leq T. \end{aligned} \quad (5)$$

Задача фильтрации состоит в определении наилучшей в среднеквадратическом смысле оценки вектора  $x(T)$  по результатам наблюдений  $y_T$  процесса (4) на отрезке времени  $[0, T]$ . В этом случае математическое ожидание  $m(T)$  и матрица ковариации  $D(T)$  вектора  $x(T)$  при условии  $y_T$  определяются по выражениям:

$$m(T) = \frac{Mx(T)}{y_T}, \quad (6)$$

$$D(T) = \frac{M(x(T) - m(T))(x(T) - m(T))'}{y_T}. \quad (7)$$

Оценка значений ПКЭ производится согласно [10] с учетом полученной оценки параметров режима СЭС для момента времени  $T$  и формируется в виде матрицы  $P_\kappa(T)$ .

Критерий качества процесса контроля параметров режима и электропотребления СЭС согласно [8] имеет вид

$$J = q'D(T)q. \quad (8)$$

где  $D(T)$  – дисперсия величины  $q'x(T)$ ;  $q$  – заданный вектор из области  $R_n$ .

Для оценки достоверности полученной модели АСУЭ были проведены экспериментальные исследования в СЭС, результаты которых показаны на рис. 4 - 8.



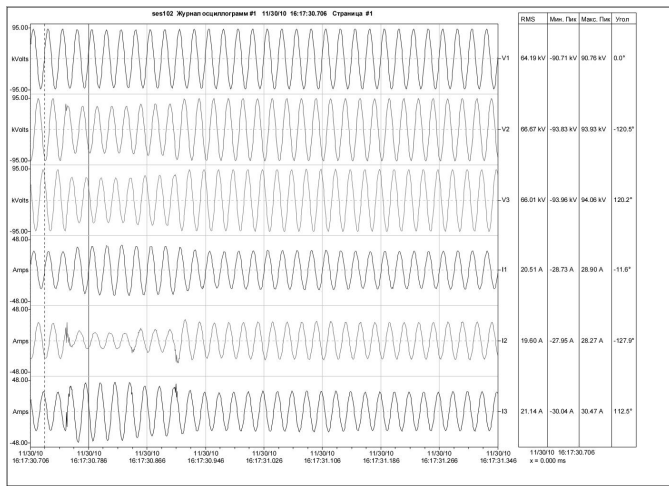


Рис. 4 – Значения параметров режима, полученные экспериментальным путем



Рис. 6 – Коэффициент искажения синусоидальности кривой напряжения по фазам

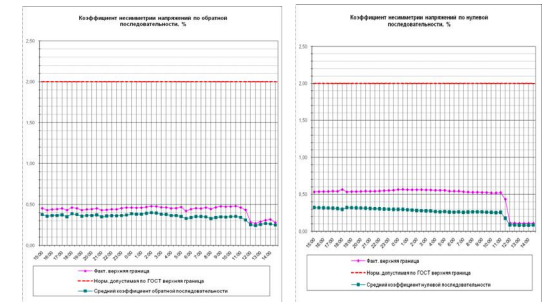


Рис. 7 – Коэффициент несимметрии напряжения по обратной и нулевой последовательностям



Рис. 5 – Среднее значение установившегося отклонения напряжения:  
а – для фазы «А»; б– для фазы «В»; в– для фазы «С»

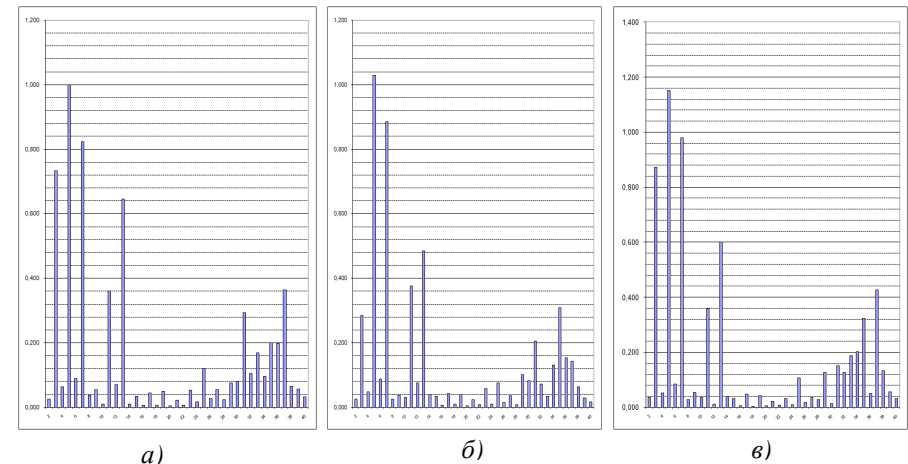


Рис. 8 – Коэффициент n-ой гармонической составляющей напряжения:  
а– для фазы «А»; б– для фазы «В»; в– для фазы «С»

Для сравнения экспериментальных данных со значениями параметров режима и электропотребления СЭС, полученных с помощью построенной модели, определены погрешности расчета данных величин, значения которых представлены в таблице. Анализ полученных результатов позволил сделать вывод о достоверности моделирования АСУЭ с контролем ПКЭ.

Таблица – Значения погрешности контроля параметров режима, ПКЭ и электропотребления СЭС

Уровень АСУЭ	Количество замеров	Диапазон изменения значений погрешности		
		контроля параметров режима $\Delta_{пр\ min} \div \Delta_{пр\ max}, \%$	контроля ПКЭ $\Delta_{ПКЭ\ min} \div \Delta_{ПКЭ\ max}, \%$	контроля электропотребления $\Delta_{эл\ min} \div \Delta_{эл\ max}, \%$
1	более 70	0,01 ÷ 2,4	0,01 ÷ 2,5	0,02 ÷ 2,5
2	более 50	0,01 ÷ 2	0,01 ÷ 2,2	0,02 ÷ 2,5
3	более 30	0,005 ÷ 1,5	0,005 ÷ 1,8	0,01 ÷ 2,2
4	более 20	0 ÷ 1,5	0 ÷ 1,5	0,01 ÷ 2

Таким образом, полученная модель АСУЭ позволяет с требуемой точностью прогнозировать значения параметров режима, ПКЭ и электропотребления СЭС, что является дальнейшим развитием математического моделирования автоматизированных информационно-управляющих систем.

Применение полученной модели АСУЭ в дальнейшем позволит оптимизировать процесс контроля параметров и управления режимами СЭС.

**Список литературы:** 1. Ожегов А.Н. Системы АСКУЭ: Учебное пособие / А.Н. Ожегов. - Киров: Изд-во ВятГУ, 2006, - 102 с. 2. Праховник А.В. Автоматизация управления энергопотреблением / А.В. Праховник. - Киев: Вища шк., 1986. - 72 с. 3. Праховник А.В. Проблемы, препятствия и пути создания автоматизированных систем контроля и учета электрической энергии / А.В. Праховник, В.П. Калинин, В.И. Прокопец // Новини енергетики. - № 5. - 2007. - С. 51-55. 4. Стандарты для створення інтегрованих систем управління електроенергетичними компаніями / А.В. Гінайло, І.М. Блощаневич, К.В. Уцяповський, П.О. Сергієнко, В.І. Васильченко, В.М. Людмирський, О.В. Сухомлінов. - Київ, НЕК «Укренерго», 2007. - 14 с. 5. Черемисин М.М. Автоматизация объектов управления электроснабжения / М.М. Черемисин, В.М. Зубко. - Харьков: «Факт», 2005. - 192 с. 6. Гельман Г.А. Автоматизированные системы управления энергоснабжением промышленных предприятий / Г.А. Гельман. - М.: Энергоатомиздат, 1984. - 256 с. 7. Емельянов В.Ю. Методы моделирования стохастических систем управления: Учебное пособие / В.Ю. Емельянов. - СПб: Балт. гос. техн. ун-т, 2004. -168 с. 8. Афанасьев В.Н. Математическая теория конструирования систем управления: Учеб. для вузов / В.Н. Афанасьев, В.Б. Колмановский, В.Р. Носов. - 2-е изд., доп. - М.: Высш. шк., 1998. - 574 с. 9. Прохоров С.А. Математическое описание и моделирование случайных процессов / С.А. Прохоров. - Самар. гос. аэрокосм. ун-т, 2001. - 209 с. 10. ГОСТ 13109-97. Электрическая энергия. Нормы качества электрической энергии в системах электроснабжения общего назначения. - Взамен ГОСТ 13109-87; введ. 01.01.2000 - К.: Изд-во стандартов, 1999. - 31 с.

Поступила в редколлегию 20.02.2012

А.А. ЗАГАЙНОВА, ассистент НТУ «ХПИ»

## ИСПОЛЬЗОВАНИЕ РАНДОМИЗИРОВАННОЙ МОДЕЛИ ДЛЯ ТЕСТИРОВАНИЯ РЕЗУЛЬТАТОВ ПРОФИЛАКТИЧЕСКОГО КОНТРОЛЯ ДИЭЛЕКТРИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК ВЫСОКОВОЛЬТНЫХ ВВОДОВ

Наведено методика та результати аналізу рандомізованої моделі для тестування результатів профілактичних випробувань діелектричних характеристик високовольтних вводов.

Приведены методика и результаты анализа рандомизированной модели для тестирования результатов профилактического контроля диэлектрических характеристик высоковольтных вводов.

The methods and results of the analysis of a randomized model to test the results of preventive control of the dielectric characteristics of high-voltage bushings.

**Постановка проблемы.** Повышение эффективности использования результатов профилактического контроля внутренней изоляции высоковольтных вводов требует не только повышения надежности и точности используемых измерительных технических средств, но и совершенствования методов обработки информации.

В энергетике Украины применяют различные средства и методы для контроля состояния внутренней изоляции электроэнергетических объектов. В настоящее время упор делается не только на разработку новых устройств, но и на внедрение различных современных информационных технологий. Что отвечает реализации технических решений, направленных на повышение достоверности контроля. Для анализа результатов измерений применяют различные математические и статистические методы. В статье предлагается метод анализа результатов профилактического контроля, который заключается в использовании рандомизированной модели.

**Анализ публикаций.** Развитие и доступность вычислительной техники в энергетике оказали влияние на использование классических разделов математической статистики при разработке методик и алгоритмов оценивания результатов профилактического контроля высоковольтного оборудования. В работе [1] рассматривается рандомизированный алгоритм оценивания, который дает состоятельные оценки без стандартных предположений о независимости и нормальности распределения вероятностей измеряемых величин.

В работе [2] предлагается математическая модель анализа, которая существенно отличается от параметрической и компонент дисперсии,

позволяя оценить адекватность получаемых выводов физической модели объекта исследования.

**Цель статьи** заключается в построении рандомизированной модели, разработке алгоритма и программы для анализа результатов профилактического контроля электрофизических характеристик высоковольтных вводов при длительных периодах наблюдения.

Актуальность данного исследования обусловлена совершенствованием методов анализа диагностической информации, получаемой при контроле диэлектрических характеристик внутренней изоляции конденсаторного типа.

**Основной материал исследований.** В статье рассматривается рандомизированная модель для тестирования результатов профилактических испытаний диэлектрических характеристик высоковольтных вводов. Эта модель основана на следующих допущениях: каждая возможная схема размещения объектов наблюдения также вероятна как и любая другая; в среднем не существует различия между значениями, наблюдаемыми в разных группах.

При использовании этих двух допущений появляется наиболее важное преимущество состоящее в том, что более достоверен характер случайных величин, описывающих остаточную изменчивость, и можно проводить проверку значимости без введения допущения о нормальном распределении[2].

Множество наблюдаемых значений представляет собой одно из  $N! / \prod_{i=1}^k n_i!$  равновероятных размещений N имеющихся значений.

Рассмотрим модель вида:

$$X_{ii} = \frac{1}{N} \sum_{j=1}^N y_j + Z'_{ii}. \quad (1)$$

С помощью модели (1) можно определить моменты суммы квадратов внутри групп и суммы квадратов между группами.

Полная сумма квадратов:

$$S = S_1 + S_2, \quad (2)$$

где  $S_1 = n \cdot \sum_{j=1}^k (\bar{Y}_j^2) - n \cdot k \cdot \bar{Y}^2$  – сумма квадратов внутри групп;

$$S_2 = \sum_{i=1}^N (Y_i - \bar{Y})^2 - n \cdot \sum_{j=1}^k (\bar{Y}_j^2) - n \cdot k \cdot \bar{Y}^2$$
 – сумма квадратов

между группами;

$$\bar{Y} = \frac{1}{N} \sum_{j=1}^k \sum_{i=1}^n Y_{ji} \quad \text{- общее среднее;}$$

$$Y_j = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^n Y_{ji} \quad \text{- среднее группы с номером } j;$$

Рассмотрим статистику сравнения:

$$F = \frac{S_1 \cdot v_1^{-1}}{S_2 \cdot v_2^{-1}}, \quad (3)$$

где  $v_1 = k - 1$  и  $v_2 = N - k$  – число степеней свободы.

По полученным исходным данным [3] строится рандомизированное распределение. Для этого необходимо рассмотреть все возможные способы размещения наблюдаемых значений. В нашем случае имеются шесть наблюдаемых значений. Существует  $6!/(2!)^3 = 90$  способов их распределения, с учетом группировки значений по трем группам, содержащим два наблюдения в каждой. Число перестановок равно шести, но при изменении порядка следования наблюдаемых значений в группах результат анализа не меняется. Следовательно, существует только пятнадцать совершенно различных способов распределения наблюдений по группам. Второй вариант группировки данных по трем группам с двумя наблюдениями в каждой группе представляет собой десять различных вариантов перестановок.

В таблице 1 приведены статистики сравнения для двух вариантов распределения наблюдаемых значений.

Таблица 1 – Статистики сравнения

$\alpha$ – процентная тока	F - статистики	
	k=3 n=2	k=2 n=3
0.05	9,552	7,709
0.1	5,462	4,545
0.25	2,280	1,807

Рассчитаем F – статистики для каждого из вариантов перестановок наблюдаемых значений. Проверяемые гипотезы:

$$H_0 : \mu_1 = \mu_2 = \mu_3; H_1 : \mu_1 \neq \mu_2 \neq \mu_3.$$

С помощью рандомизированного анализа производилась проверка следующих факторов: «напряжение», «конструктивные особенности», «температура». Так же проверялась информативность различных моделей старения внутренней изоляции высоковольтных вводов. Для расчетов

была составлена программа «Рандомизированная модель». Результаты анализа для рандомизированной модели приведены в таблице 2.

Таблица 2 – Результаты анализа рандомизированной модели для фактора «напряжение»

Номер перестановки	Значения F-статистик					
	$\text{tg } \delta_1$	$C_1$	$\text{tg } \delta_2$	$C_2$	R	
1	0,44	1,01	0,02	1,02	9,97	
2	0,6	1,09	0,24	1,54	0,37	
3	1,02	0,94	0,05	0,66	0,31	
4	3,29	1,01	0,27	1,08	54,1	
5	6,31	0,94	1,21	0,88	0,06	
6	7,08	0,94	0,53	0,66	0,07	
7	0,73	1,01	7,66	1,05	10,68	
8	0,69	0,94	5,39	0,88	0,25	
9	0,33	0,13	2,07	0,135	0,28	
10	0,81	1,03	1,85	1,03	0,94	
11	0,78	1,03	0,39	1,07	2,14	
12	0,92	0,51	0,68	0,45	0,12	
13	1,04	0,94	2,58	0,65	0,72	
14	0,59	1,09	0,97	1,57	1,92	
15	0,43	0,94	1,89	0,85	0,62	
Относительное число превышений F-статистик над процентной точкой $F_{кр}$	$\alpha = 0,05$	0	0	0	0	0,2
	$\alpha = 0,1$	0,13	0	0,06	0	0,2
	$\alpha = 0,25$	0,2	0	0,2	0	0,2

**Выводы.** Из таблицы 2 следует, что только для  $\text{tg } \delta_1$  и  $\text{tg } \delta_2$  наблюдается увеличение относительного числа превышений F-статистик значений процентной точки  $F_{кр}$ , это свидетельствует о значимом изменении этих параметров контроля. Из таблицы результатов по параметру R следует, что последнее не является информативным. Существует возможность объединения разнородных по напряжению выборок, что способствует обеспечению представительности результатов измерений.

**Список литературы:** 1. Вахитов А.Т. Рандомизированные алгоритмы оценивания при нерегулярных помехах / А.Т. Вахитов, О.Н. Граничин // Стохастическая оптимизация в информатике. – 2006. – № 2. – С.3-37. 2. Джонсон Н. Статистика и планирование эксперимента в технике и науке: Методы планирования эксперимента. / Н. Джонсон, Ф. Лион. – М.: Мир, 1981. – 520 с. 3. Щапов П.Ф. Ковариационный анализ моделей старения изоляции по результатам измерительного контроля технического состояния высоковольтных вводов / П.Ф. Щапов, В.О. Бондаренко, А.А. Загайнова, И.А. Сидоренко // Вісник НТУ «ХПИ». – 2006. – вип. 28.

Поступила в редколлегию 30.03.12

УДК 621.316

А.А.КОЛЧАНОВ, магистр, НТУ «ХПИ»

Ю.В.ВЛАДИМИРОВ, канд. техн. наук, проф., НТУ «ХПИ»

### ОПТИМИЗАЦИЯ КОМПЕНСАЦИИ РЕАКТИВНОЙ МОЩНОСТИ В СИСТЕМАХ ЭЛЕКТРОСНАБЖЕНИЯ ПРОМПРЕДПРИЯТИЙ

Рассмотрен вопрос оптимизации компенсации реактивной мощности в системах электроснабжения промпредприятий с точки зрения экономической привлекательности. Введено понятие коэффициента экономической (финансовой) привлекательности проекта

Розглянуто питання оптимізації компенсації реактивної потужності в системах електропостачання промпідприємств з точки зору економічної привабливості. Введено поняття коефіцієнта економічної (фінансової) привабливості проекту.

The question of optimization of indemnification a reactive-power is considered in the systems of электроснабжения of промпредприятий from point of economic attractiveness. The concept of coefficient of economic (financial) attractiveness of project is entered

**Постановка проблемы.** Одними из основных потребителей электроэнергии являются промышленные предприятия, которые наряду с потреблением активной мощности создают в сетях перетоки реактивной мощности. Компенсация реактивной мощности (КРМ) – одна из актуальных задач при оптимизации режима напряжения и электропотребления с целью снижения активных потерь и повышения качества электроэнергии. А, как известно, основным и самым эффективным мероприятием по снижению потерь в электрических сетях является установка в них устройств КРМ [1]. В настоящее время при переходе промышленности на энергосберегающий путь развития и с учетом всевозрастающих цен на электроэнергию данная проблема приобретает особую остроту.

**Анализ последних исследований и публикаций.** Вопросу КРМ уделяется большое внимание, о чем свидетельствует, например, проведение Круглого стола по этому вопросу [2]. Имеется ряд публикаций, в частности [3], по отдельным аспектам данной проблемы, однако отсутствуют публикации с исследованиями по выбору и оптимизации схем КРМ в сетях помпредприятий.

**Цель статьи.** Установить критерии выбора (оптимизации) проектов внедрения устройств КРМ с точки зрения их экономической (финансовой) привлекательности.

**Основные материалы исследований.** В качестве объекта исследований принята схема электроснабжения среднего промпредприятия с потребляемой мощностью 5÷75 МВт. Данные предприятия составляют преобладающую массу промышленных потребителей электроэнергии, получающих питание от сети 110 кВ.

На рис.1 представлена схема электроснабжения промпредприятия и возможные способы КРМ.

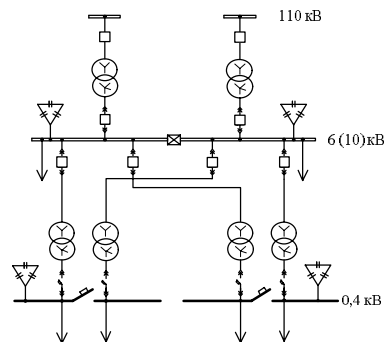


Рис. 1 – Схема электроснабжения и способы компенсации реактивной мощности в сети промпредприятия

Для сравнения возможных вариантов (проектов) КРМ в схемах промпредприятий были определены суммарные затраты предприятий на оплату активной электроэнергии, перетеки реактивной энергии и капитальные затраты на установку устройств КРМ.

Так, суммарные затраты предприятия при отсутствии КРМ составляют

$$Z_{\text{общ.без.комп}} = P_a + P_r, \quad (1)$$

где  $P_a$  – плата за потребленную активную электроэнергию, грн;  $P_r$  – плата за потребленную реактивную электроэнергию, грн.

$$P_a = W_a \cdot C_a, \quad (2)$$

где  $W_a$  – количество потребленной предприятием активной электроэнергии, кВт·ч;  $C_a$  – тариф на электроэнергию, грн/кВт·ч. Плата за потребленную реактивную электроэнергию должна определяться согласно Методики [6], однако на практике энергоснабжающие организации выставляют предприятиям просто тариф на реактивную электроэнергию ( $C_r$ ). Поэтому плата за реактивную электроэнергию составляет

$$P_r = W_r \cdot C_r, \quad (3)$$

Суммарные затраты предприятия в случае внедрения устройств КРМ составят

$$Z_{\text{общ.с.комп.}} = P_a' + Z_{\Sigma \text{КУ}}, \quad (4)$$

где  $P_a'$  – плата за потребленную активную электроэнергию при использовании КРМ, грн.;

$$Z_{\Sigma \text{КУ}} = Z_{\text{КУ}10} + Z_{\text{КУ}0,4}, \quad (5)$$

где  $Z_{\text{КУ}10}$ ,  $Z_{\text{КУ}0,4}$  – затраты на компенсирующие устройства на напряжение 10 кВ и 0,4 кВ, соответственно.

Годовая экономия денежных средств на предприятии ( $\Theta$ ) за счет внедрения устройств КРМ составит

$$\Theta = Z_{\text{общ.без.комп}} - P_a'. \quad (6)$$

Проведены исследования при различных тарифах (существующих в настоящее время) на активную и реактивную электроэнергию, а также ценах на устройства КРМ показали, что срок окупаемости проектов по внедрению компенсирующих устройств в сетях промпредприятий составляет менее двух месяцев. Поэтому такие экономические показатели, как период окупаемости, чистая приведенная стоимость, а также внутренняя норма рентабельности не могут служить критериями для сравнения проектов внедрения КРМ. Авторами было предложено введение понятия коэффициента экономической (финансовой) привлекательности проекта ( $\alpha$ ).

$$\alpha = \Theta / Z_{\Sigma \text{КУ}}. \quad (7)$$

Однако, поскольку этот коэффициент не отражает объем необходимых капиталовложений, то при сравнении вариантов необходимо учитывать также их размер.

На рис.2 и 3 в качестве примера экономической эффективности внедрения устройств КРМ приведены графики абсолютной экономии денежных средств (рис.2) и коэффициента  $\alpha$  (рис.3) для предприятия с потребляемой мощностью 30 МВт при однофазной работе.

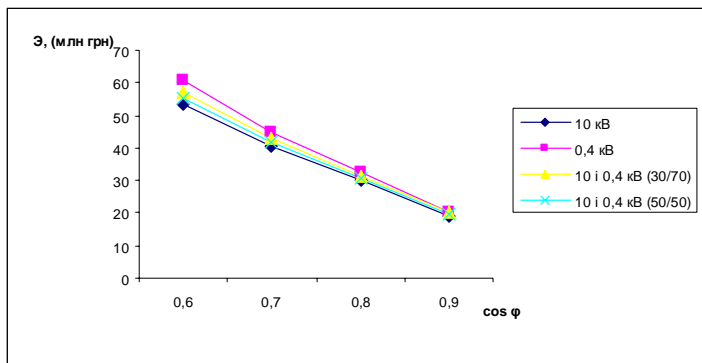


Рис. 2 - График зависимости экономии средств при разных способах КРМ

Для расчетов использовались реальные тарифы на электроэнергию «N» - предприятия -  $C_a = 0,6981$  грн/кВт.ч;  $C_p = 0,6653$  грн/квар.ч. Цена устройств КРМ принята по [7]

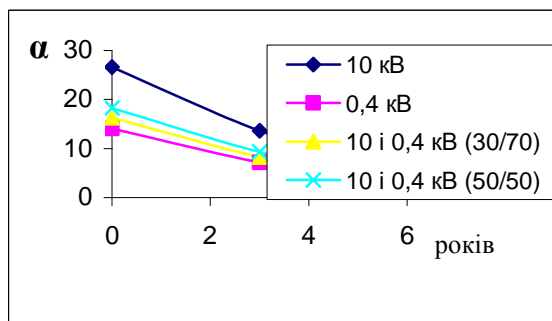


Рис. 3 - График сравнения различных способов КРМ (при ставке дисконта 25 %)

Исследования показали, что коэффициент экономической (финансовой) привлекательности  $\alpha$  не зависит от потребляемой мощности предприятием, а только от выбранного способа компенсации.

Расчеты показали также, что чем меньше эквивалентное активное сопротивление сети внутреннего электроснабжения промпредприятия, тем более экономически привлекательнее вариант централизованной КРМ на шинах 6 (10) кВ главной понизительной подстанции предприятия

**Вывод:** Предложенный коэффициент экономической (финансовой) привлекательности  $\alpha$  с учетом необходимых капиталовложений может служить экономическим инструментом выбора проекта КРМ.

**Список литературы:** 1. Железо Ю.С. Выбор мероприятий по снижению потерь электроэнергии в электрических сетях: Руководство для практических расчетов. - М: Энергоатомиздат, 1989.-176с. 2. Проблеми питання компенсації реактивної потужності. Інформація про підготовку та хід засідання круглого столу // Промелектро.-2004.-№5.-С.4-11. 3. Ефимовский А.В. Целесообразность использования синхронного двигателя в качестве компенсатора реактивной мощности / А.В.Ефимовский, Ю.В. Владимиров // Вісник Національного технічного університету «Харківський політехнічний інститут». Збірник наукових праць. Тематичний випуск: Енергетика: надійність та енергоефективність.-Харків: НТУ «ХПІ» -2010. №1; - С.87-93. 4. Наказ Міністерства палива та енергетики України №19 від 17січня 2002 р. м.Київ. «Методика обчислення плати за перетікання реактивної електроенергії між електропередавальною організацією та її споживачами». 5. Прайс фирмы ЗАО «Матис- Электро» [Электронный ресурс]. – Режим доступа: //www. matic.ru.

Поступила в редколлегию 06.04.2012

*С.Г. ЛОМОВ*, канд. техн. наук, доц., НТУ "ХПИ";  
*И.А. КОСТЮКОВ*, аспирант, НТУ "ХПИ";  
*А.А. СТЕПАНЕНКО*, аспирант, НТУ "ХПИ"

### ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ СЕПАРАТОРА НА ЭНЕРГЕТИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ КОНДЕНСАТОРОВ С ДВОЙНЫМ ЭЛЕКТРИЧЕСКИМ СЛОЕМ

В роботі зроблений огляд основних типів сепараторів, що використовуються в конденсаторах з подвійним електричним шаром. Розглянута та експериментально доведена можливість використання сепараторів із слюди та синтетичного паперу типу NOMEX.

В работе сделан обзор основных типов сепараторов, применяющихся в конденсаторах с двойным электрическим слоем. Рассмотрена и экспериментально доказана возможность использования сепараторов из слюды и синтетической бумаги типа NOMEX.

This paper gives a review of the basic types of separators that are used in double-layer capacitors. A possibility of using separators made of mica paper and synthetic paper of NOMEX type is considered and experimentally proved.

В конденсаторах с двойным электрическим слоем энергия запасается за счет создания двойных электрических слоев, которые представляют собой систему пространственно разделенных зарядов разного знака формирующуюся на границе раздела пористых электродов и электролита. В заряженном состоянии такие конденсаторы представляют собой две последовательно соединенные емкости разделенные сепаратором, представляющим из себя пористый диэлектрик.

В подавляющем большинстве работ, в которых рассматриваются проблемы усовершенствования конденсаторов с двойным электрическим слоем, внимание концентрируется на процессах, происходящих в электродах и электролите конденсатора, при этом в четкой постановке не рассматривается вопрос о влиянии материала сепаратора и его характеристик (толщины, пористости, проницаемости, размеров пор, извилистости...) на технические показатели такого типа конденсаторов. Однако в конденсаторах такого типа, как и в аккумуляторах, сепаратор играет важную роль: разделяя электроды, он препятствует возникновению короткого замыкания, оказывает значительное влияние на саморазряд конденсатора, позволяет обеспечивать ионообмен, необходимый для создания двойных электрических слоев, а также в значительной степени определяет внутреннее сопротивление конденсатора, а значит и его технические показатели.

При этом для изготовления сепараторов конденсаторов с двойным электрическим слоем используются те же самые материалы, что и для

изготовления сепараторов аккумуляторов [1]. Это мипласт (материал получаемый спеканием порошковой поливинилхлоридной смолы), мипор, целлюлоза, асбест [2], кроме того используются сепараторы изготовленные из слоя стекловолокна, также могут использоваться резиновые сепараторы. Широкое распространение в последние годы получили полиэтиленовые и полипропиленовые сепараторы. Так, например, в [3] при исследовании конденсаторов использовался полипропиленовый сепаратор "Celgard-2400", сепаратор "Celgard-3401" использовался и в [4], в патенте [5] также предложен полиэтиленовый или полипропиленовый сепаратор толщиной 5 – 100 мкм, в [6] предложен конденсатор с сепаратором на основе асбестовой бумаги толщиной 50 мкм.

Микрофотографии пористой структуры сепараторов приведены на рисунке 1 [7].

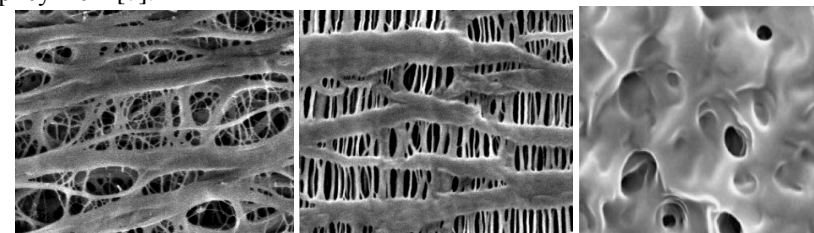


Рис.1 – Микрофотографии поверхности сепараторов Asahi и Celgard

Для наиболее часто применяющихся полиэтиленовых и полипропиленовых сепараторов характерны следующие структурные характеристики:

1. Пористость 40 – 60 %;
2. Размер пор 0,03 мкм – 0,50 мкм;
3. Толщина 20 мкм – 80 мкм.

В [8] было впервые рассмотрено и предложено использование в качестве сепаратора бумаги на основе щипаной слюды. Такая бумага представляет собой пористую дисперсную структуру, состоящую из элементарных пластинок слюды, которые сцепляются между собой силами когезионного взаимодействия без наличия какого-либо связующего. В [8] также доказана целесообразность такого использования путем снятия и сравнения разрядных кривых тока и напряжения элементарных ячеек конденсаторов с разными сепараторами, сравнение проводилось с сепараторами из мипласта и асбестовой бумаги. Помимо более высоких энергетических характеристик преимущества слюды обеспечиваются ее значительно большей теплостойкостью, а также стойкостью к образованию дендритов (по сравнению с полимерными сепараторами).

Целью данной работы является продолжение экспериментального исследования конденсаторов с двойным электрическим слоем с сепаратором выполненным из щипаной слюды, с целью определения оптимального режима заряда конденсаторов и определения оптимальной толщины сепаратора, а также обоснования возможности применения в качестве сепаратора бумаги типа NOMEX, до этого традиционно применяющейся в качестве изоляции низковольтных электрических машин.

Для проведения эксперимента были изготовлены образцы элементарных ячеек конденсаторов с двойным электрическим слоем. Пористые электроды образцов были изготовлены из угольной ткани размером  $50 \times 19 \times 0,44$  мм. Для всех экспериментальных ячеек в качестве коллектора использовалась медная фольга с толщиной 50 мкм. Электроды и сепаратор были пропитаны электролитом 6М КОН. При исследовании конденсатора с сепаратором из щипаной слюды толщина сепаратора составляла 0,036; 0,072; 0,096 мм. При исследовании конденсатора с сепаратором из синтетической бумаги типа NOMEX толщина сепаратора составляла 0,065; 0,13; 0,195 мм.

На рисунке 2 в относительных единицах приведены графики энергии, выделяющейся в течении 60 минут при разряде элементарных ячеек конденсатора с сепаратором выполненным из щипаной слюды. За единицу запасаемой энергии как и в [1] принята энергия запасаемая в ячейке конденсатора с сепаратором из слюдобумаги запасаящаяся при заряде в течении 30 минут.

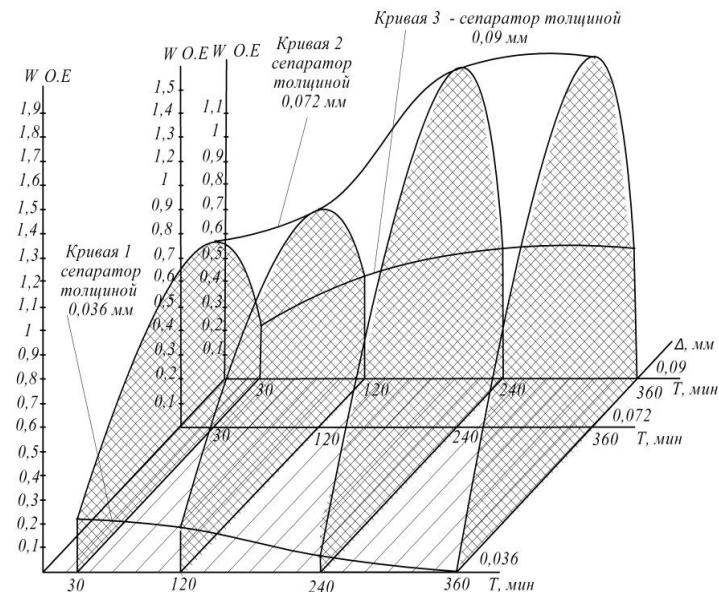


Рис.2 – Энергетические показатели конденсаторов с сепаратором из слюдобумаги

На рисунке 3 приведены аналогичные данные для разрядных характеристик элементарной ячейки конденсатора с сепаратором выполненном из бумаги типа NOMEX.



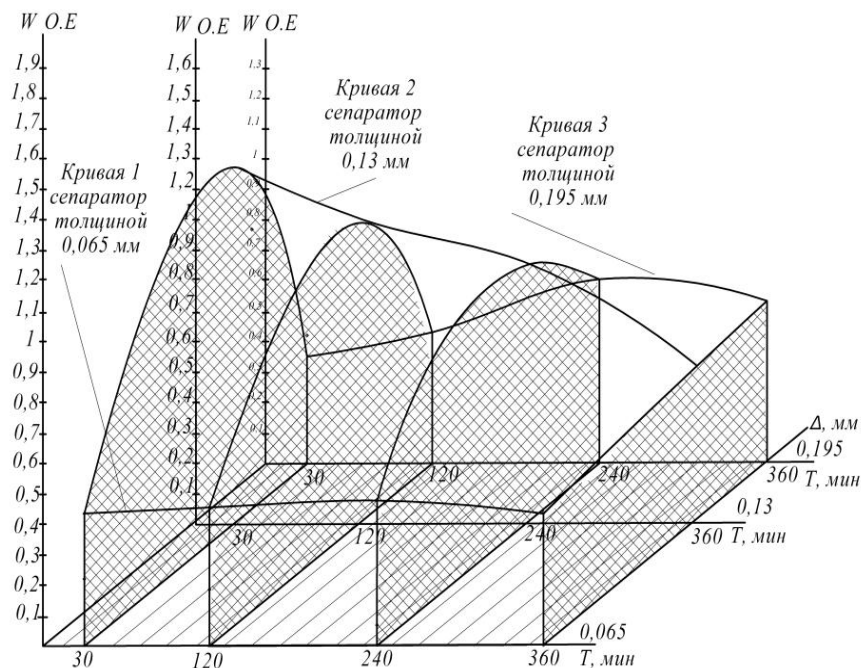


Рис.3 – Энергетические показатели конденсаторов с сепаратором выполненным из бумаги типа NOMEX

Анализируя полученные экспериментальные данные, можно сделать вывод о существовании оптимальной толщины сепараторов конденсаторов с двойным электрическим слоем. Действительно, запасенная энергия элементарных ячеек конденсаторов с сепаратором из щипаной слюды при его толщине 0,072 мм значительно превосходит энергию, запасаемую при толщине сепаратора 0,036 мм и 0,09 мм. Аналогичный вывод можно сделать и для сепаратора который выполнен из бумаги типа NOMEX, согласно измерениям наивысшие энергетические показатели наблюдаются при использовании сепаратора толщиной 0,13 мм, запасенная в этом случае энергия превосходит энергию, запасенную при использовании сепараторов толщиной 0,065 мм и 0,195 мм. Полученный результат является неожиданным, так как увеличение толщины сепаратора должно приводить к увеличению внутреннего сопротивления конденсаторов, что обусловлено ухудшением условий переноса ионов, необходимых для создания двойных электрических слоев. Согласно проведенному обзору литературы и патентных данных при производстве конденсаторов такого типа существует тенденция к уменьшению толщины сепаратора. Однако такое уменьшение не всегда целесообразно, что подтверждается проведенными

опытами, хотя наличие оптимальной толщины сепаратора может быть связано с физико-химическими особенностями исследуемых материалов, которые ранее не использовались в качестве сепараторов конденсаторов такого типа.

Кроме того следует отметить, что опытами доказана возможность применения бумаги типа NOMEX в качестве сепаратора. При этом сепараторы выполненные из щипаной слюды по сравнению с сепаратором из бумаги типа NOMEX дают преимущество при сравнительно длительном времени заряда (240, 360) минут. И, наоборот, при меньших временах заряда следует отдать предпочтение сепаратору из бумаги типа NOMEX.

**Список литературы:** 1. Пат. 66448 Україна, МПК Н 01 G 2/00, Н 01 G 9/00, Н 01 М 2/00. Конденсатор із подвійним електричним шаром / Костюков І. О., Ломов С. Г., Степаненко О. О.; заявник та патентовласник Національний технічний університет «Харківський політехнічний інститут». – № у 2011 05017; заявл 20.04.2011; опубл. 10.01.2012, Бюл. №1. 2. Лаврус В. С. Источники энергии / В. С. Лаврус. – Н. : Наука и техника, 1997. – 107 с. 3. Пат. 44365 Україна, МПК Н 01 G 9/00, Композитний електрод для конденсаторів подвійного електричного шару / Ізотов В. Ю., Шоломицький Л. В., Кудряченко В. В., Колосов О. С.; заявник та патентовласник Кудряченко В. В., Колосов О. С. – № у 2009 08147; заявл 03.08.2009; опубл. 25.09.2009, Бюл № 18. 4. Григорчак І. І. Ефекти блокування лімітуючої негелмгольцевої ємності в нанопористих і нанокомпозитних структурах та їх застосування для створення змінних струмових суперконденсаторів / І. І. Григорчак, В. З. Каліцинський, Є. Й. Рітецький, М. М. Міцов // Наукові вісті Національного університету “Львівська політехніка”. – 2007. – № 592. – С. 72 – 80 5. Пат. 54508 Україна, МПК Н 01 G 9/00. Спосіб виготовлення конденсатору подвійного електричного шару. Малетін Ю. А., Стрижак Н. Г., Ізотов В. Ю., Миронова А. А., Козачков С. Г., Данилін В. В., Підмогильний С. М.; заявник та патентовласник Товариство з обмеженою відповідальністю «Юнк – бюро»; заявл. 17.11.1999; опубл. 17.03.2003, Бюл. № 3. 6. Пат. 88174 Україна, МПК Н 01 G 2/00, Н 01 G 4/008. Спосіб отримання нанопористого вуглецю для електродів суперконденсаторів / Аврамов І. І., Остафійчук Б. К., Миронюк І. Ф., Вишиванюк М. В., Будзуляк І. М., Мерена Р. І.; заявник та патентовласник закрите акціонерне товариство «Інститут інноваційних технологій в енергетиці та енергозбереженні». – № а 2007 02460; заявл. 06.03.2007; опубл. 25.09.2009, Бюл № 18. 7. Arora P. Battery separators / P. Arora, Z. Zhang // Chem. Rev. – 2004. – № 104.– P. 4419 – 4462. 8. Ломов С. Г. К вопросу о возможности усовершенствования ионообменных элементов конструкций молекулярных конденсаторов с двойным электрическим слоем / С. Г. Ломов, А. А. Степаненко // Вестник Национального технического университета "Харьковский политехнический институт". – Харьков: НТУ "ХПИ". – 2010. – №16. – С. 55 – 59.

Поступила в редколлегию 13.03.12

*А.А. МИНЧЕНКО*, канд. техн. наук, проф., НТУ "ХПИ";

*С.К. БЕРЕЗКА*, зав. лабораторией, НТУ "ХПИ"

### **ВЫБОР ПРЕДЕЛЬНЫХ ЗНАЧЕНИЙ СОПРОТИВЛЕНИЯ ЗАЗЕМЛЕНИЯ ОПОР ВОЗДУШНЫХ ЛИНИЙ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧИ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ИМИТАЦИОННОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ**

Розглянуті основні положення методики вибору граничних значень опору заземлення опор повітряних ліній електропередачі напругою 110 кВ і вище по критерію повного вичерпання комутаційного ресурсу лінійних вимикачів. Дані приклади обчислень з використанням цієї методики.

Рассмотрены основные положения методики выбора предельных значений сопротивления заземления опор воздушных линий электропередачи напряжением 110 кВ и выше по критерию полного исчерпания коммутационного ресурса линейных выключателей. Даны примеры вычислений с использованием этой методики.

The bases of method of choice of maximum values of overhead power lines 110 kV grounding resistance on the criterion of the complete exhausting of interconnect resource of linear switches are considered. The examples of calculations with the use of this method are given.

**Постановка проблемы.** Нормирование заземления на воздушных линиях (ВЛ) электропередачи напряжением 110 кВ и выше с точки зрения грозозащитной функции, в частности, выбор наибольшего значения сопротивления растеканию заземляющих устройств (ЗУ) опор ВЛ следует производить во взаимосвязи с требуемой надежностью электроснабжения потребителей. Таким практическим критерием надежности в настоящее время может быть принят критерий обеспечения готовности оборудования энергосистемы, которому соответствует нормированная периодичность ремонта линейных выключателей. Этот критерий принятия решения при выборе предельных значений сопротивления заземления опор ВЛ был предложен в работе [1] вместо используемого на протяжении длительного времени правила принятия решения – значения эквивалентного сопротивления земли по трассе ВЛ. В последнем случае имеем достаточно грубую зависимость эквивалентного удельного сопротивления земли и грозозащиты ВЛ. Вместе с тем, совершенствование выбора наибольшего значения сопротивления растеканию ЗУ опор ВЛ напряжением 110 кВ и выше в соответствии с предложенным в [1] критерием принятия решения предполагает уточнение ожидаемого числа грозовых отключений ВЛ за счет аппроксимации расчетного импульса тока молнии, отвечающего физике процесса при ударе молнии в ВЛ, и уточнение наибольших значений

токов однофазных коротких замыканий (КЗ), коммутируемых линейным выключателем при грозовых отключениях, с учетом всех влияющих факторов.

**Анализ публикаций.** Наиболее полная методика расчета грозозащиты ВЛ 110 кВ и более высокого напряжения изложена в работе [1]. Совершенствование этой методики путем представления в ней формы волны импульса тока молнии, наиболее полно отвечающей условиям физики процесса при разряде молнии, произведено в работах [2-5]. Кроме того, в работе [1] с использованием критерия обеспечения готовности оборудования энергосистемы выполнен выбор предельных значений сопротивления ЗУ опор ВЛ. В этом выборе принимается [1], что в межремонтный период происходит полное исчерпание коммутационного ресурса выключателя присоединения ВЛ, доленое участие в котором составляют отключения токов КЗ при грозе, причем в качестве расчетного вида принято трехфазное КЗ, а не однофазное КЗ, что следует из процессов поражения молнией ВЛ [6]. Исходя из этого в работе [7] были определены расчетные значения токов однофазных КЗ, коммутируемых линейным выключателем при грозовых отключениях ВЛ, и поставлена задача построения имитационной модели расходования его коммутационного ресурса при варьировании значений сопротивления ЗУ опор.

**Цель статьи.** Построение имитационной модели расходования коммутационного ресурса линейных выключателей из-за грозовых отключений ВЛ электропередачи напряжением 110 кВ и выше и её испытание для установления предельных значений сопротивления заземления опор ВЛ.

**Основная часть.** Имитационная модель расходования коммутационного ресурса линейных выключателей из-за грозовых отключений ВЛ электропередачи напряжением 110 кВ и выше строится исходя из следующих положений:

1) грозовые отключения ВЛ происходят в результате однофазных КЗ через дугу, имеющих место при прямом ударе молнии (ПУМ) в опору, в трос в середине пролета и при прорывах молнии на провода ВЛ. При выборе мест поражения молнией ВЛ предполагаем, что распределение случайной величины удаления  $l$  места КЗ от шин рассматриваемой подстанции (ПС) равномерное. В месте однофазного КЗ при грозовом поражении ВЛ оказывается включенным сопротивление, конечное значение которого определяется учитываемыми влияющими факторами: сопротивлением заземления опор ВЛ, режимом заземления грозозащитного троса, местом поражения молнией ВЛ, сопротивлением дуги;

2) так же равномерно распределены фазы рабочего напряжения  $u_{р(ф)}$  для провода ВЛ в момент разряда молнии в ВЛ;

3) общее число ожидаемых отключений ВЛ при ПУМ в опору ВЛ, в трос в середине пролета и при прорывах молнии на провода ВЛ определяется суммированием чисел отключений (в общем случае различных) от перекрытий линейной изоляции отдельных проводов ВЛ. Поэтому достижение критерия полного исчерпания коммутационного ресурса линейного выключателя в межремонтный период устанавливается по одному из полюсов выключателя – тому, для провода ВЛ которого получено наибольшее число ожидаемых грозовых отключений;

4) реальные условия выполнения ВЛ допускают возможности как одно- так и двухкратных устройств автоматического повторного включения (АПВ). Схемы коммутаций подстанций выполняются как с одним выключателем на присоединение ВЛ, так и с двумя. При построении имитационной модели будем исходить с того, что успешность АПВ линий в случае двухкратного цикла равновероятна по циклам. Кроме того, в случае двух выключателей на присоединение ВЛ исходим из положения, что выключатели отключают ток однофазного КЗ не одновременно. Предполагаем равновероятный характер распределения событий отключения тока однофазного КЗ выключателями. При этом выключатель отключившийся первым, коммутирует половину значения тока КЗ, а второй – отключает весь ток КЗ присоединения ВЛ электропередачи. Тогда ток однофазного КЗ, отключаемый каждым выключателем (1 и 2), составит в расчете на одно КЗ

$$I_{1,2} = \frac{I_l/2 + I_l}{2} = 0,75I_l; \quad (1)$$

5) допускаем возможность введения ограничений в части предельных значений сопротивления ЗУ опор ВЛ электропередачи напряжением 110 кВ и выше, которые отображают иные функции, отличные от грозозащитной, заземления на определенном участке длины ВЛ.

Допустимое число КЗ  $N_{\text{доп}}$  при их равномерном распределении на ВЛ длиной  $L$  определяется по [1] из условия полного использования коммутационного ресурса в межремонтный период, т.е.

$$\int_0^L \frac{N_{\text{доп}}}{L N_0 (I_0/I_l)^\gamma} dl = 1, \quad (2)$$

где  $N_0$  – допустимое без ремонта выключателя количество отключений номинального тока КЗ  $I_0$ ;

$I_l$  – ток КЗ в случае удаления  $l$  точки КЗ от шин подстанции;

$\gamma$  – константа, значение которой определяется исполнением выключателя.

Из выражения (2) значение  $N_{\text{доп}}$  при замене  $\int_0^L I_l^\gamma dl$  суммой и учёте, что выключателем коммутируется ток однофазного КЗ, будет равно:

$$N_{\text{доп}} = \frac{L N_0 I_0^\gamma}{\sum_{i=1}^n (I_{K,Q1,i}^{(1)})^\gamma l_{\text{ПРОЛ}}}, \quad (3)$$

где  $I_{K,Q1,i}^{(1)}$  – начальное действующее значение периодической составляющей тока однофазного КЗ, коммутируемого выключателем присоединения ВЛ к шинам источника питания, при КЗ на  $i$ -й опоре;

$l_{\text{ПРОЛ}}$  – длина пролета ВЛ.

Значение тока  $I_{K,Q1,i}^{(1)}$  рассчитывается по подпрограмме «ТОКЗ» имитационной модели расходования коммутационного ресурса линейных выключателей из-за грозовых отключений ВЛ.

Переходя к допустимому числу грозовых отключений ВЛ в год в расчете на полюс линейного выключателя  $N_{\text{доп,г.полюс}}$  по критерию полного исчерпания коммутационного ресурса линейных выключателей в межремонтный период и учитывая число выключателей (один или два) на присоединение ВЛ в схеме ПС, имеем при однократном АПВ:

$$N_{\text{доп,г.полюс}} = N_0 \beta_\Gamma \frac{L I_0^\gamma}{\sum_{i=1}^n (\chi I_{K,Q1,i}^{(1)})^\gamma l_{\text{ПРОЛ}} T_{\text{ПР}} (2 - k_{\text{АПВ}})}, \quad (4)$$

при двухкратном АПВ:

$$N_{\text{доп,г.полюс}} = N_0 \beta_\Gamma \frac{L I_0^\gamma}{\sum_{i=1}^n (\chi I_{K,Q1,i}^{(1)})^\gamma l_{\text{ПРОЛ}} T_{\text{ПР}} (\sqrt{1 - k_{\text{АПВ}}} + 2 - k_{\text{АПВ}})}, \quad (5)$$

где  $\beta_\Gamma$  – отношение числа грозовых отключений к общему числу автоматических отключений ВЛ;

$\chi=1$  при одном выключателе и  $\chi=0,75$  при двух выключателях на присоединение ВЛ;

$T_{\text{ПР}}$  – средний период планового ремонта выключателей, год;

$k_{АПВ}$  – коэффициент успешности АПВ при грозовых отключениях.

Дальше переходим от абсолютного числа грозовых отключений ВЛ длиной  $L$ , проходящей в районе с числом грозовых часов  $N_{Г.ч}$  в год, к предельному значению удельного числа грозовых отключений (на 100 км и 100 грозовых часов) [1] в расчете на полюс линейного выключателя:

$$n_{Г,ПРЕД,ПОЛЮС} = N_{ДОП,Г,ПОЛЮС} \frac{10^4}{N_{Г.ч}L}, \quad (6)$$

что дает при наличии однократного АПВ:

$$n_{Г,ПРЕД,ПОЛЮС} = \frac{N_0 \beta_{Г} I_0^{\gamma} \cdot 10^4}{N_{Г.ч} \sum_{i=1}^n (\chi I_{K,Q1,i}^{(1)})^{\gamma} l_{ПРОЛ} T_{ПР} (2 - k_{АПВ})} \quad (7)$$

и при двухкратном АПВ соответственно:

$$n_{Г,ПРЕД,ПОЛЮС} = \frac{N_0 \beta_{Г} I_0^{\gamma} \cdot 10^4}{N_{Г.ч} \sum_{i=1}^n (\chi I_{K,Q1,i}^{(1)})^{\gamma} l_{ПРОЛ} T_{ПР} (\sqrt{1 - k_{АПВ}} + 2 - k_{АПВ})}. \quad (8)$$

С учетом опубликованных статистических данных энергосистем успешности АПВ линий электропередачи, принимаем также значения  $k_{АПВ}$  при грозовых отключениях ВЛ: однократное действие  $k_{АПВ} = 0,75$ ; двухкратное действие (с учетом успешности на первом цикле)  $k_{АПВ} = 0,85$ .

Значения удельного числа грозовых отключений ВЛ от обратных перекрытий линейной изоляции при ПУМ в опору  $n_{ОП}$  и в трос в середине пролета  $n_{ТР}$  в зависимости от значений сопротивления заземления опор ВЛ  $R_{ЗУ}$  определяются по усовершенствованной методике [2-5], реализованной в виде подпрограммы «GROZA» имитационной модели расходования коммутационного ресурса линейного выключателя. Вместе с тем, в указанной подпрограмме сохранен тот расчет удельного числа отключений ВЛ от прорыва молнии через тросовую защиту на провода  $n_{ПР}$ , который приведен в работе [1]. Составляющая  $n_{ПР}$  в общем удельном числе грозовых отключений ВЛ  $n_{Г}$  незначительна [1] и не зависит от значения сопротивления  $R_{ЗУ}$  опор ВЛ.

Сопоставление значений ожидаемого удельного числа отключений ВЛ  $n_{Г}$  для того из проводов (1-й, 2-й или 3-й), для которого это значение получено наибольшим, со значением величины  $n_{Г,ПРЕД,ПОЛЮС}$  (в общем случае эти две величины зависят от сопротивления заземления опор  $R_{ЗУ}$ )

дает возможность установить предельное значение сопротивления ЗУ опор.

Проиллюстрируем как промежуточные результаты испытаний имитационной модели расходования коммутационного ресурса линейных выключателей из-за грозовых отключений ВЛ, так и конечные результаты, полученные для тех же расчетных условий. В качестве промежуточных результатов представим ожидаемое удельное число грозовых отключений ВЛ  $n_{Г}$  в зависимости от сопротивления заземления опор  $R_{ЗУ}$ , полученные с помощью подпрограммы "GROZA" применительно к ВЛ с  $U_{НОМ} = 110$  кВ. Принято, что на ВЛ применены унифицированные одноцепные или двухцепные железобетонные промежуточные опоры ПБ110-1 или ПБ110-2 соответственно. В числе других исходных данных: линии выполнены проводом АС-120, имеют грозозащитный трос С-70, заземленный по всей длине ВЛ, линейная изоляция осуществлена с помощью 8 изоляторов марки ПС-70Е; в случае одноцепной ВЛ длина пролета составляет 255 м, двухцепной – 220 м.

Промежуточные результаты испытаний имитационной модели представлены на рис. 1 и 2.

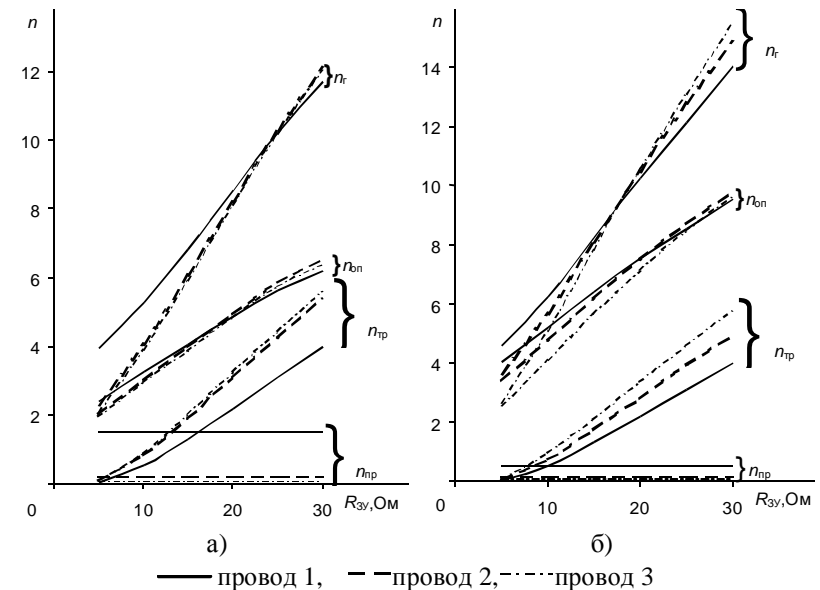


Рис. 1 – Ожидаемое удельное число грозовых отключений  $n_{Г}$  одноцепной (а) и двухцепной (б) ВЛ и его составляющие  $n_{ОП}$ ,  $n_{ТР}$ ,  $n_{ПР}$

Анализ полученных промежуточных результатов (см. рис. 1) показывает, что с изменением сопротивления заземления опор ВЛ в

общем случае происходит и изменение провода (1-й, 2-й или 3-й) и полюса выключателя, для которого значение  $n_r$  наибольшее. Это подтверждает правильность принятого ранее положения в части построения имитационной модели о том, что критерий полного исчерпания коммутационного ресурса линейного выключателя в межремонтный период устанавливается по тому из полюсов выключателя, для провода ВЛ которого получено наибольшее число ожидаемых грозových отключений.

Определение предельного значения сопротивления заземления опор ВЛ с использованием имитационной модели расходования коммутационного ресурса выключателя вследствие грозových отключений произведем для рассмотренных случаев ВЛ с  $U_{НОМ} = 110$  кВ, дополнив их вариантами исходных данных в части эквивалентных сопротивлений, характеризующих электрическую сеть (реальную сеть 110 кВ АК «Харьковоблэнерго» и «Донецкoblэнерго»), а также конструктивных и эксплуатационных характеристик линейных выключателей и присоединений ВЛ, коммутируемых ими. В обоих рассматриваемых случаях грозозащитный трос заземлен на каждой опоре ВЛ. Учтено, что на ПС «Барабашова – 110 кВ» и «Майская – 330 кВ» установлены масляные многообъемные выключатели типов У-110-2000-40У1 и У-110-2000-50 соответственно, для которых  $I_0 = 40$  и  $50$  кА,  $N_0 = 5$ ,  $T_{П.Р} = 8$  лет. Кроме того, известно, что длины ВЛ 110 кВ «Барабашова – Поршень – ХЭЛЗ – Серп и Молот» и «Майская – Дружковка» равны 5,3 и 19,5 км соответственно; последняя из них двухцепная, каждая оснащена однократным АПВ. Результаты испытаний имитационной модели расходования коммутационного ресурса линейных выключателей указанных выше ВЛ приведены на рис. 2.

Анализ полученных результатов показывает, что предельные значения сопротивления ЗУ опор рассмотренных ВЛ по критерию полного исчерпания коммутационного ресурса в межремонтный период составляет:

ВЛ 110 кВ «Барабашова – Поршень – ХЭЛЗ – Серп и Молот»  $R_{ЗУ} > 30$  Ом,  
 ВЛ 110 кВ «Майская – Дружковка»  $R_{ЗУ} = 8$  Ом.

Сохранив исходные данные проведенного испытания имитационной модели расходования коммутационного ресурса выключателя, которые представляли реальную сеть 110 кВ АК "Харьковобэнерго" и "Донецкoblэнерго", исследуем влияние длины ВЛ на выбор предельно допустимого значения сопротивления ЗУ опор. Будем варьировать длиной каждой из рассмотренных ранее ВЛ и поскольку при этом исходные данные уже не будут соответствовать конкретным условиям электрической сети 110 кВ, назовём эти варианты испытания имитационной модели соответственно «Барабашова – VAR» и «Майская – VAR». Результаты испытаний представлены на рис 3.

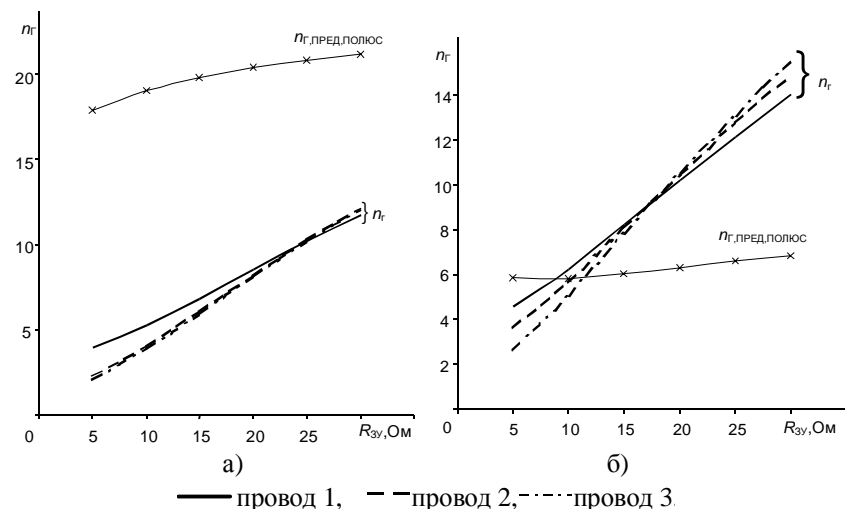


Рис. 2 – Определение предельного значения  $R_{ЗУ}$  по условию  $n_r = n_{r, \text{ПРЕД.ПОЛЮС}}$  для ВЛ 110 кВ «Барабашова – Поршень – ХЭЛЗ – Серп и Молот» (а) и «Майская – Дружковка» (б)

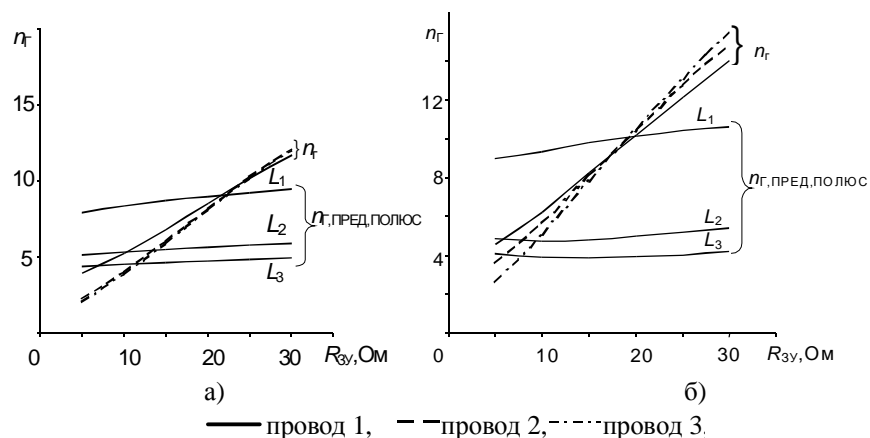


Рис. 3 – Результаты испытания имитационной модели для варианта «Барабашова – VAR» (а –  $L_1 = 15$  км,  $L_2 = 35$  км,  $L_3 = 55$  км) и «Майская – VAR» (б –  $L_1 = 10$  км,  $L_2 = 30$  км,  $L_3 = 50$  км)

**Выводы.** Исследования с использованием имитационной модели (см. рис. 3) позволили получить количественную оценку подтверждения того очевидного положения, что по критерию надежности при прочих равных исходных условиях увеличение длины ВЛ сопровождается снижением предельного значения сопротивления заземления опор.

Следует также отметить, что при известных условиях присоединения ВЛ к шинам питания (число и тип выключателя, кратность АПВ, длина ВЛ и другие влияющие факторы) выбор значения сопротивления ЗУ опор при условии  $R_{3у} > R_{3у} \Big|_{n_{Г} = n_{Г,ПРЕД,ПОЛЮС}}$

означает расходование ресурса линейных выключателей из-за грозовых отключений ВЛ за время меньшее, чем средний период планового ремонта выключателей  $T_{П.Р.}$  и наоборот, при условии  $R_{3у} < R_{3у} \Big|_{n_{Г} = n_{Г,ПРЕД,ПОЛЮС}}$  коммутационный ресурс линейных

выключателей из-за грозовых отключений ВЛ за период  $T_{П.Р.}$  израсходован не будет.

**Список литературы:** 1. Руководство по защите электрических сетей 6-1150 кВ от грозовых и внутренних перенапряжений, РД 153-34.3-35.125-99. – М.: РАО «ЕЭС России», 1999. - 184 с. 2. Гуль В.И. Моделирование грозовых перекрытий на воздушных линиях электропередачи с использованием метода статистических испытаний / В.И. Гуль, С.К. Березка // Энергетика и электрификация. – 2007. – №6. – С. 35–39. 3. Березка С.К. Модель волны тока молнии при расчетах грозоупорности воздушных линий электропередачи / С.К. Березка, А.А. Минченко // Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія: “Електротехніка і енергетика”, випуск 11 (186), Донецьк: ДВНЗ «ДонНТУ», 2011. – С. 41-43. 4. Березка С.К. Удосконалення моделювання грозозахисту повітряних ліній електропередавання напругою 110 кВ та вище / С.К. Березка, А.А. Минченко // Інформаційні технології: наука, техніка, технологія, освіта, здоров'я: тези доповідей XIX міжнародної науково-практичної конференції, ч. II, 01-03 червня 2011. – Харків, НТУ "ХПИ". – 2011. – С. 195. 5. Березка С.К. Усовершенствованная математическая модель грозозащиты воздушных линий электропередачи напряжением 110 кВ и выше и результаты её испытаний / С.К. Березка, А.А. Минченко // Вісник НТУ "ХПИ". 36. наук. праць. Тем. вип.: Енергетика: надійність та енергоефективність. – Харків, НТУ "ХПИ". – 2011. – вип. 41. – С. 23-28. 6. Костенко М.В. Техника высоких напряжений: Учебное пособие для вузов / Г.Н. Александров, В.Л. Иванов, К.П. Кадомская и др. / Под ред. М.В. Костенко – М.: Высшая школа, 1973. – 528 с. 7. Минченко А.А. Определение расчетных значений токов однофазных коротких замыканий, коммутируемых линейным выключателем при грозовых отключениях воздушной линии / А.А. Минченко, С.К. Березка // Електротехніка і електромеханіка. – 2011. – №1. – С. 39-45.

Поступила в редколлегию 12.03.2012

**И.В. НИЖЕВСКИЙ**, инженер, СКБ «Электрощит», Харьков;  
**В.И. НИЖЕВСКИЙ**, канд. техн. наук., доц., НТУ "ХПИ"

### К ВОПРОСУ РАСЧЕТА СОБСТВЕННЫХ И ВЗАИМНЫХ СОПРОТИВЛЕНИЙ ТРЕХ ВЗАИМОВЛИЯЮЩИХ ЗАЗЕМЛИТЕЛЕЙ

Запропоновано два методи розрахунку власних і взаємних опорів трьох взаємовпливаючих заземлювачів за наслідками вимірювань. Застосування цього підходу показано на прикладі фізичної моделі. Дано порівняння результатів експериментальних вимірювань і розрахунків. З метою підвищення точності розрахунку рекомендовано продовжити вдосконалення методів розрахунку.

Предложено два метода расчета собственных и взаимных сопротивлений трех взаимовлияющих заземлителей по результатам измерений. Применение этого подхода показано на примере физической модели. Дано сравнение результатов экспериментальных измерений и расчетов. С целью повышения точности расчета рекомендовано продолжить совершенствование методов расчета.

Two methods of calculation of own and mutual resistances are offered three interfering grounders on results measurings. Application of this approach is rotined on the example of physical model. Comparison of results of the experimental measurings and calculations is Given. With the purpose of increase of exactness of calculation it is recommended to continue perfection of methods of calculation.

Проектирование любой электроустановки предусматривает использование методов расчета, в частности, заземляющих устройств. Монтаж и эксплуатация электроустановок предусматривают осуществление не только первичных измерений электрических параметров заземлителей, но и периодический их контроль в процессе эксплуатации согласно нормативам. И при расчетах, и при измерениях должна быть решена главная задача – достоверность получаемых результатов. В связи с этим постоянно ведутся исследования заземлителей с целью повышения точности расчетов и измерений путем совершенствования методов их расчета и измерения электрических параметров. Данная работа также посвящена этой цели.

**Использование электростатической аналогии в расчетах заземлителей.** В силу математической аналогии потенциальных полей разной физической природы для каждого из них можно указать аналог электрической емкости (фрагмент работы [1]). Так, например, для стационарных электрического, магнитного и теплового полей такими аналогами являются соответственно электрическая, магнитная и тепловая проводимости. При заданных геометрических параметрах системы тел значения величин-аналогов и электрической емкости пропорциональны,

причем коэффициентами пропорциональности служат отношения соответствующих физических параметров среды к диэлектрической проницаемости. В частности, для двух тел

$$G = \frac{\gamma}{\varepsilon} C ; \quad (1)$$

$$G_M = \frac{\mu}{\varepsilon} C ; \quad (2)$$

$$G_T = \frac{\lambda}{\varepsilon} C , \quad (3)$$

где  $G$  – электрическая проводимость между рассматриваемыми телами в однородной среде с удельной электрической проводимостью  $\gamma$ ;  $G_M$  – магнитная проводимость между телами в однородной среде с магнитной проницаемостью  $\mu$ ;  $G_T$  – тепловая проводимость между телами в однородной среде с коэффициентом теплопроводности  $\lambda$ ;  $C$  – емкость между телами в однородной среде с диэлектрической проницаемостью  $\varepsilon$ .

Такие же соотношения связывают частичные проводимости и частичные емкости в системе многих тел.

Рассмотренная аналогия делает расчет емкости эквивалентным расчету других физических параметров, в частности:

- а) магнитной проводимости различных магнитопроводов;
- б) волнового сопротивления волноводов, полосковых линий, антенн и других передающих и излучающих систем;
- в) тепловой проводимости между различными нагретыми телами;
- г) сопротивления растеканию электродов, соединяющих электрические цепи с проводящей средой (например, заземлителей).

Электростатическая аналогия позволяет использовать для расчета сложных заземлителей (фрагмент работы [2]) уравнения Максвелла:

$$\varphi_k = \sum_{i=1}^n \alpha_{ki} I_i. \quad (4)$$

В этом уравнении величины  $\alpha_{ki}$ , которые называются в электростатике потенциальными коэффициентами, представляют собой собственные (при  $k=i$ ) и взаимные ( $k \neq i$ ) сопротивления. По принципу взаимности  $\alpha_{ki} = \alpha_{ik}$ .

Электростатическая аналогия дает возможность вычислить собственные и взаимные сопротивления для ряда простых элементов, входящих в сложный заземлитель. Такими элементами обычно являются прямолинейный заземлитель (при горизонтальном расположении его обычно называют полосой, а при вертикальном – стержнем), кольцевой заземлитель, пластина.

Сопротивлением растеканию заземлителя называется частное от деления его потенциала по отношению к бесконечно удаленным точкам земли на ток, стекающий с заземлителя.

Для сложного заземлителя, состоящего из  $n$  простых элементов, эта величина определяется из уравнений Максвелла и дополнительного условия

$$\varphi_1 = \varphi_2 = \dots = \varphi_k = \dots = \varphi_n = \varphi , \quad (5)$$

которое является следствием обычно принимаемого допущения об отсутствии падения напряжения в материале проводников заземлителя.

Для симметричного заземлителя (т. е. для такого, в котором со всех элементов стекает одинаковый ток) решения системы не требуется, потенциал любого элемента равен

$$\varphi = I \sum_{i=1}^n \alpha_{ki} ,$$

а сопротивление растеканию всего заземлителя

$$R = \frac{\varphi}{\sum I} = \frac{\varphi}{nI} = \frac{\sum \alpha_{ki}}{n} . \quad (6)$$

Расчет несимметричного заземлителя требует решения системы уравнений. При  $n=2$  получаем в этом случае

$$\begin{aligned} \varphi_1 &= \alpha_{11} I_1 + \alpha_{12} I_2, \\ \varphi_2 &= \alpha_{21} I_1 + \alpha_{22} I_2. \end{aligned} \quad (7)$$

Взаимное сопротивление  $\alpha_{12}$  всегда меньше собственных сопротивлений  $\alpha_{11}$  и  $\alpha_{22}$ .

Параллельное соединение (сопротивление  $R$ ) заземлителей определяет одинаковый потенциал на них ( $\varphi_1 = \varphi_2 = \varphi$ ). Тогда при  $\alpha_{12} = \alpha_{21}$

$$\alpha_{11} I_1 + \alpha_{12} I_2 = \alpha_{12} I_1 + \alpha_{22} I_2 = \varphi ,$$

или  $\varphi = I_1 (\alpha_{11} - \alpha_{12}) = I_2 (\alpha_{22} - \alpha_{12})$  и

$$I_1 = \frac{\varphi}{\alpha_{11} - \alpha_{12}} ,$$

$$I_2 = \frac{\varphi}{\alpha_{22} - \alpha_{12}} .$$

Поскольку  $I_1 + I_2 = \varphi \left( \frac{1}{\alpha_{11} - \alpha_{12}} + \frac{1}{\alpha_{22} - \alpha_{12}} \right)$ , и если обозначить

$$A = \frac{1}{\alpha_{11} - \alpha_{12}} + \frac{1}{\alpha_{22} - \alpha_{12}} , \text{ то в результате } A = \frac{\alpha_{11} - \alpha_{12} + \alpha_{22} - \alpha_{12}}{(\alpha_{11} - \alpha_{12})(\alpha_{22} - \alpha_{12})} \text{ и для}$$

двух параллельно соединенных заземлителей имеем

$$R = \frac{\varphi}{I_1 + I_2} = \frac{1}{A} = \frac{\alpha_{11}\alpha_{22} - \alpha_{12}^2}{\alpha_{11} + \alpha_{22} - 2\alpha_{12}} \quad (8)$$

Например, при  $\alpha_{11}=2$  и  $\alpha_{22}=3$  без учета взаимовлияния, т.е. при  $\alpha_{12}=0$ , расчет по формуле (8) дает  $R=1,2$ , а при учете взаимовлияния, т.е.  $\alpha_{12}=1$ , получим  $R=1,67$ . Как видим, учет взаимовлияния приводит к увеличению сопротивления  $R$ .

Последовательное включение двух заземлителей в цепь с током  $I$  создает в результате сопротивление, которое снижено за счет взаимовлияния.

Система уравнений в этом случае выглядит так ( $\alpha_{12}=\alpha_{21}$ ):

$$\varphi_1 = I(\alpha_{11} - \alpha_{12}) \quad \text{и} \quad R_1 = \alpha_{11} - \alpha_{12};$$

$$\varphi_2 = I(\alpha_{22} - \alpha_{12}) \quad \text{и} \quad R_2 = \alpha_{22} - \alpha_{12}.$$

Соответственно

$$R_1 + R_2 = \alpha_{11} + \alpha_{22} - 2\alpha_{12} \quad (9)$$

Например, при  $\alpha_{11}=2$ ,  $\alpha_{22}=3$  и  $\alpha_{12}=0$ , т.е. без учета взаимовлияния по формуле (9) имеем сопротивление  $R=5$ , а взаимовлияние (например  $\alpha_{12}=1$ ) приводит к сопротивлению  $R=2+3-2=3$ .

При  $n>2$  решение системы уравнений в общем виде дает распределение тока  $I = \sum_1^n I_k$  между отдельными простыми элементами сложного заземлителя. Подставив полученные значения в любое уравнение системы можно найти потенциал  $\varphi$ . Сопротивление растеканию сложного заземлителя равняется частному от деления этого потенциала на ток  $I$ .

Таким образом, задача расчета сложного заземлителя сводится к определению собственных и взаимных сопротивлений всех входящих в него простых элементов и решению системы уравнений Максвелла.

**Расчет собственных и взаимных сопротивлений заземлителей входящих в систему трех взаимовлияющих заземлителей [3].** Рассмотрим возможности расчета с учетом изложенных выше положений на примере схемы замещения для системы из трех заземлителей, как показано на рис. 1.

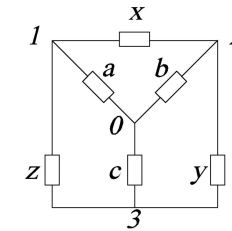


Рис. 1 – Схема для расчета сопротивления заземления: 1 – объект, 2 – токовый электрод, 3 – потенциальный электрод  
a, b, c – собственные сопротивления заземлителей;  
x, y, z – взаимные сопротивления заземлителей

Для расчета всех сопротивлений необходимо выполнить измерения сопротивления между точками 1-2, 1-3, 2-3, 2-3 при закорачивании 1-3, 1-3 при закорачивании 2-3 и 1-3 при закорачивании 1-2. После чего по результатам измерений составляется шесть уравнений.

Для нахождения всех сопротивлений необходимо решить систему шести уравнений с шестью неизвестными. Но при этом возникают некоторые сложности. Они заключаются в том, что при решении систем алгебраических уравнений высокого порядка можно получить не те значения, которые есть в действительности. К тому же на результат расчета сильно влияет погрешность прибора, который используется при измерении сопротивления. Ниже рассмотрен пример расчета сопротивления заземления с помощью системы уравнений.

Сначала были заданы значения всех собственных и взаимных сопротивлений (a, b, c, x, y, z). При подстановке всех этих значений в уравнения были получены правые части уравнений R1-R6 (на практике это есть результаты измерений между указанными на рис. 1 точками). После этого необходимо решить обратную задачу – необходимо по правым частям найти значения всех собственных и взаимных сопротивлений. Для этого рассматривается система шести уравнений с шестью неизвестными. При расчете этой системы была использована программа на основе метода градиентного спуска в оболочке *Excel*. Далее приведена система уравнений и несколько результатов расчета этой системы.

Измерение между точками 1-2:

$$\frac{x \cdot (b \cdot c + a \cdot c + a \cdot b)}{x \cdot c + (b \cdot c + a \cdot c + a \cdot b)} \cdot \left[ \frac{z}{z \cdot b + (b \cdot c + a \cdot c + a \cdot b)} + \frac{y}{y \cdot a + (b \cdot c + a \cdot c + a \cdot b)} \right] = R1$$

$$\frac{x}{x \cdot c + (b \cdot c + a \cdot c + a \cdot b)} + \frac{z}{z \cdot b + (b \cdot c + a \cdot c + a \cdot b)} + \frac{y}{y \cdot a + (b \cdot c + a \cdot c + a \cdot b)}$$



Измерение между точками 1-3:

$$\frac{z \cdot (b \cdot c + a \cdot c + a \cdot b)}{z \cdot b + (b \cdot c + a \cdot c + a \cdot b)} \cdot \left[ \frac{x}{x \cdot c + (b \cdot c + a \cdot c + a \cdot b)} + \frac{y}{y \cdot a + (b \cdot c + a \cdot c + a \cdot b)} \right] = R2$$

$$\frac{z}{z \cdot b + (b \cdot c + a \cdot c + a \cdot b)} + \frac{x}{x \cdot c + (b \cdot c + a \cdot c + a \cdot b)} + \frac{y}{y \cdot a + (b \cdot c + a \cdot c + a \cdot b)}$$

Измерение между точками 2-3:

$$\frac{y \cdot (b \cdot c + a \cdot c + a \cdot b)}{y \cdot a + (b \cdot c + a \cdot c + a \cdot b)} \cdot \left[ \frac{x}{x \cdot c + (b \cdot c + a \cdot c + a \cdot b)} + \frac{z}{z \cdot b + (b \cdot c + a \cdot c + a \cdot b)} \right] = R3$$

$$\frac{y}{y \cdot a + (b \cdot c + a \cdot c + a \cdot b)} + \frac{x}{x \cdot c + (b \cdot c + a \cdot c + a \cdot b)} + \frac{z}{z \cdot b + (b \cdot c + a \cdot c + a \cdot b)}$$

Измерение между точками 2-3 при закорачивании 1-3:

$$\frac{x}{x \cdot c + (b \cdot c + a \cdot c + a \cdot b)} \cdot \frac{y \cdot (b \cdot c + a \cdot c + a \cdot b)}{y \cdot a + (b \cdot c + a \cdot c + a \cdot b)} = R4$$

$$\frac{x}{x \cdot c + (b \cdot c + a \cdot c + a \cdot b)} + \frac{y}{y \cdot a + (b \cdot c + a \cdot c + a \cdot b)}$$

Измерение между точками 1-3 при закорачивании 2-3:

$$\frac{z}{z \cdot b + (b \cdot c + a \cdot c + a \cdot b)} \cdot \frac{x \cdot (b \cdot c + a \cdot c + a \cdot b)}{x \cdot c + (b \cdot c + a \cdot c + a \cdot b)} = R5$$

$$\frac{z}{z \cdot b + (b \cdot c + a \cdot c + a \cdot b)} + \frac{x}{x \cdot c + (b \cdot c + a \cdot c + a \cdot b)}$$

Измерение между точками 1-3 при закорачивании 1-2:

$$\frac{z}{z \cdot b + (b \cdot c + a \cdot c + a \cdot b)} \cdot \frac{y \cdot (b \cdot c + a \cdot c + a \cdot b)}{y \cdot a + (b \cdot c + a \cdot c + a \cdot b)} = R6$$

$$\frac{z}{z \cdot b + (b \cdot c + a \cdot c + a \cdot b)} + \frac{y}{y \cdot a + (b \cdot c + a \cdot c + a \cdot b)}$$

Таблица 1 – Результаты расчета уравнений

№	a		b		c		x		y		z	
	зад.	пол.	зад.	пол.	зад.	пол.	зад.	пол.	зад.	пол.	зад.	пол.
1	1	0,786	2	2,87	3	3,453	4	3,447	5	4,155	6	6,473
2	5	10,82	3	5,168	2	4,17	7	5,765	4	3,096	8	5,57
3	2	2,797	4	0,901	2	3,432	1	1,174	1	1,073	3	2,337
4	4	4,897	6	7,816	8	9,628	3	2,855	5	4,81	3	2,921
5	3	2,064	5	8,83	4	6,968	4	3,83	6	4,794	3	2,891

В табл. 1 заданные значения – это те значения, при подстановке которых в уравнения были получены правые части уравнений (R1-R6). А полученные – это те, которые были получены в результате решения системы уравнений при рассчитанных правых частях R1-R6. Как видно из табл. 1, полученные результаты сильно отличаются от заданных. Это связано со сложностью решения систем уравнений высокого порядка.

При измерениях сопротивлений в реальных условиях могут быть некоторые отклонения в правых частях, которые могут быть связаны с неточностью результатов измерения. Причиной этого является погрешность приборов, которые используются для измерений.

Если принять во внимание еще и эти отклонения в правых частях уравнений, которые могут возникнуть при измерениях сопротивлений, то в результате могут быть получены совсем другие значения. В табл. 2 рассмотрены результаты расчета уравнений при небольшом отклонении в правых частях. В первой колонке приведены правые части уравнений и результаты расчета собственных и взаимных сопротивлений. Во второй колонке результаты при некотором отклонении в правых частях.

Таблица 2 – Результаты расчета при погрешности в правых частях

1				2			
R1	1,791	a	4,897	R1±	1,85	a±	0,953
R2	1,846	b	7,816	R2±	1,761	b±	3,615
R3	2,28	c	9,628	R3±	2,159	c±	2,59
R4	1,542	x	2,855	R4±	1,425	x±	5,052
R5	1,248	в	4,81	R5±	1,48	y±	4,119
R6	1,589	z	2,921	R6±	1,395	z±	6,142

Из табл. 2 видно, что хотя правые части отличаются не более чем на 15%, в результате расчета системы сопротивления могут отличаться в несколько раз.

Но если зафиксировать один из результатов, то есть считать его известным, можно увеличить точность расчетов. Ниже в табл. 3 приведены результаты расчетов при фиксации результатов.

Жирным шрифтом в табл. 3 выделены зафиксированные значения сопротивлений.

Из табл. 3 видно, что если зафиксировать хотя бы один результат, точность расчетов увеличивается.

Таблица 3 – Результаты расчетов при фиксации результатов

Параметр	Результаты					
a=4	<b>2,88</b>	3,599623	3,980452	4,163641	4,161465	4,167905
b=6	5,996234	5,788687	6,121233	5,943849	5,945828	<b>7</b>
c=8	7,991741	8,468014	8,406721	8,26188	<b>8</b>	7,993888
x=3	3,128392	3,068793	<b>3</b>	2,994569	2,989536	2,917414
y=5	4,858834	4,936165	4,949524	<b>5</b>	5,023751	4,919455
z=3	3,095539	<b>3</b>	2,984938	2,975131	2,98756	3,012691

Таким образом, для нахождения сопротивления заземления, этот метод можно использовать, если зафиксировать хотя бы один из результатов.

Можно предложить другой метод расчета, в котором также рассчитывается система шести уравнений с шестью неизвестными, но не через сопротивления, а через распределение напряжений. Схема замещения для расчета сопротивлений приведена на рис. 2.

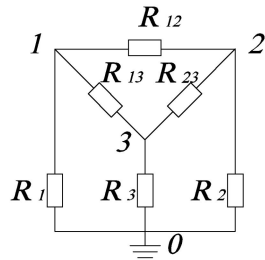


Рис. 2 – Схема для расчета сопротивления заземления

Сначала необходимо провести три варианта измерений.

По заданной схеме можно составить систему уравнений для определения напряжений через потенциалы:

$$\begin{aligned} U_{12} &= \varphi_1 + \varphi_2, \\ U_{32} &= \varphi_3 + \varphi_2, \\ U_{13} &= \varphi_1 + \varphi_3. \end{aligned} \quad (10)$$

Из системы (10) можно найти значения потенциалов:

$$\begin{aligned} \varphi_2 &= \frac{1}{2}(U_{12} - U_{13} + U_{23}), \\ \varphi_1 &= \frac{1}{2}(U_{12} - U_{32} + U_{13}), \\ \varphi_3 &= -\frac{1}{2}(U_{12} - U_{32} - U_{13}). \end{aligned} \quad (11)$$

Сравнивая систему (10) с результатами эксперимента, который описан ниже, видно что она имеет несколько иной вид. По системе (10) невозможно найти значения потенциалов, потому что по измеренным значениям в результате эксперимента они имеют другие значения. Но если расшифровать значение хотя бы одного потенциала  $\varphi_1$ ,  $\varphi_2$  или  $\varphi_3$ , то тогда возможно найти другие два потенциала и предложенный ниже метод можно использовать. По этому методу необходимо выполнить следующие три варианта измерений.

Вариант I: Источник питания подключен к точкам 1-2. Необходимо измерять значения напряжений  $U_{12}$ ,  $U_{32}$ ,  $U_{13}$ . После чего имеем систему (10).

Определение потенциалов  $\varphi_1$ ,  $\varphi_2$ ,  $\varphi_3$  и использование их для узловых токов дает:

$$(\varphi_1 - \varphi_3)Y_{13} + \varphi_1 Y_1 = \varphi_2 Y_2 + (\varphi_3 - \varphi_2)Y_{23}; \quad (12)$$

$$(\varphi_1 - \varphi_3)Y_{13} + \varphi_3 Y_3 + (\varphi_3 - \varphi_2)Y_{23} = 0. \quad (13)$$

Вариант II: Источник питания подключен к точкам 2-3.

Значения напряжений  $U_{12}$ ,  $U_{32}$ ,  $U_{13}$  отличаются от измеренных в варианте I, но система (10) сохраняет вид и, соответственно, сохраняются выражения для потенциалов  $\varphi_1$ ,  $\varphi_2$ ,  $\varphi_3$ .

Оценка узловых токов позволяет записать:

$$(\varphi_2 - \varphi_1)Y_{12} + \varphi_2 Y_2 = (\varphi_1 - \varphi_3)Y_{13} + \varphi_3 Y_3; \quad (14)$$

$$(\varphi_2 - \varphi_1)Y_{12} + (\varphi_1 - \varphi_3)Y_{13} + \varphi_1 Y_1 = 0. \quad (15)$$

Вариант III: Источник питания подключен к точкам 1-3. Учитывая замечание в варианте II в итоге имеем уравнения:

$$\varphi_1 Y_1 + (\varphi_1 - \varphi_2)Y_{12} = (\varphi_2 - \varphi_3)Y_{32} + \varphi_3 Y_3; \quad (16)$$

$$(\varphi_2 - \varphi_3)Y_{32} + (\varphi_1 - \varphi_2)Y_{12} + \varphi_2 Y_2 = 0. \quad (17)$$

В приведенных уравнениях использованы проводимости  $Y=1/R$ .

В итоге по результатам измерений в вариантах I, II, III получаем систему шести уравнений с шестью неизвестными и расшифровываем коэффициенты при шести проводимостях. Система должна иметь нормальное решение.

**Физический эксперимент.** Был проведен физический эксперимент, в котором на модели схемы были измерены значения напряжений и потенциалов. Значения сопротивлений в схеме рис. 2 приведены в табл. 4. Полученные результаты измерений напряжений и потенциалов на модели схемы (см. рис. 2) приведены в табл. 5.

Таблица 4 – Сопротивления, использованные в эксперименте

$R_{12}$ , Ом	$R_{23}$ , Ом	$R_{13}$ , Ом	$R_1$ , Ом	$R_2$ , Ом	$R_3$ , Ом
4,9	3	2,8	10,7	19,7	4,9

Таблица 5 – Результаты измерений напряжений и потенциалов, В

I				II				III			
$U_{12}$	10	$\varphi_1$	4,3	$U_{12}$	5,5	$\varphi_1$	6,5	$U_{12}$	5,8	$\varphi_1$	6,4
$U_{23}$	5,2	$\varphi_2$	5,7	$U_{23}$	10	$\varphi_2$	12	$U_{23}$	4,2	$\varphi_2$	0,6
$U_{13}$	4,8	$\varphi_3$	0,5	$U_{13}$	4,5	$\varphi_3$	2	$U_{13}$	10	$\varphi_3$	3,6

В табл. 5 в графах I, II, III результаты измерений соответственно в I, II и III вариантах подключения источника питания.

Как видно из табл. 5 система (10) в первом, втором и третьем вариантах имеет следующий вид:

I вариант	II вариант	III вариант
$U_{12} = \varphi_1 + \varphi_2 ;$	$U_{12} = \varphi_2 - \varphi_1 ;$	$U_{12} = \varphi_1 - \varphi_2 ;$
$U_{23} = \varphi_2 - \varphi_3 ;$	$U_{23} = \varphi_2 - \varphi_3 ;$	$U_{23} = \varphi_2 + \varphi_3 ;$
$U_{13} = \varphi_1 + \varphi_3 ;$	$U_{13} = \varphi_1 - \varphi_3 ;$	$U_{13} = \varphi_1 + \varphi_3 .$

Определение потенциалов и использование их для узловых токов дает:

$$\begin{aligned}
 4,8Y_{13} + 4,3Y_1 &= 5,7Y_2 + 5,2Y_{23} \\
 4,8Y_{13} + 0,5Y_3 + 5,2Y_{23} &= 0 \\
 5,5Y_{12} + 12Y_2 &= 4,5Y_{13} + 2Y_3 \\
 5,5Y_{12} + 6,5Y_1 + 4,5Y_{13} &= 0 \\
 6,4Y_1 + 5,8Y_{12} + 4,2Y_{23} + 3,6Y_3 & \\
 4,2Y_{23} + 0,6Y_2 + 5,8Y_{12} &= 0
 \end{aligned} \tag{18}$$

С математической точки зрения решение полученной системы это нули.

Решить эту систему возможно, если знать одну из проводимостей. Для получения значений проводимостей необходимо в системе задать

одну из проводимостей. После решения системы уравнений получаем значение проводимостей, которые приведены в табл. 6.

Таблица 6 – Результаты расчета системы уравнений (18)

Параметры	$Y_{12}$	$Y_{23}$	$Y_{13}$	$Y_1$	$Y_2$	$Y_3$
Задано	0,204	0,333	0,357	0,093	0,051	0,204
Рассчитано	0,209	0,341	0,362	0,093	0,047	0,203

В табл. 6 заданные значения – это те, что были заданы в схеме (они отвечают сопротивлениям в табл. 4), а рассчитанные – это те, что были получены в результате расчета системы (18).

Погрешность расчета связана с решением систем высокого порядка, а также с неточностью приборов для измерения.

Таким образом, используя этот метод расчета, расшифровав значения всех потенциалов и задав одно из значений проводимостей, можно найти собственные и взаимные сопротивления заземлителей. Точность результатов расчета больше чем в первом методе, поэтому лучше использовать этот метод.

**Вывод.** Представленные в статье исследования необходимо продолжать. Совершенствование методов расчета позволит измерять сопротивление заземлителей, особенно больших размеров, при размещении измерительных электродов на близком расстоянии от заземлителя.

**Список литературы:** 1. Иосель Ю. Я. Расчет электрической емкости / Ю. Я. Иосель, Э. С. Кочанов, М. Г. Струнский. - 2-е изд., перераб. и доп. - Л. : Энергоиздат. Ленингр. отделение, 1981. – 288 с. 2. Ослон А. Б. Заземляющие устройства на линиях электропередачи и подстанциях высокого напряжения / А. Б. Ослон // Итоги науки и техники. Электрические станции, сети и системы. – М., 1964. – с. 65 – 184. 3. Пат. 19760 Україна, МПК<sup>7</sup> G01R 27/20. Спосіб вимірювання опору розтіканню окремих взаємозв'язаних заземлювачів. Ніжевський В. І., Ніжевський І. В., Гуль В. І., Ганус О. І.; заявник та патентовласник Ніжевський В. І. - № и 2006 08963; заявл. 11.08.2006; опубл. 15.12.2006. Бюл. № 12

Поступила в редколлегию 06.02.2012

**И.В. НИЖЕВСКИЙ**, инженер, СКБ «Электрощит», Харьков;  
**В.И. НИЖЕВСКИЙ**, канд. техн. наук., доц., НТУ "ХПИ";  
**Д.Г. КИСЕЛЕВ**, студент, НТУ "ХПИ"

### ИССЛЕДОВАНИЕ ВОЗМОЖНОСТИ РАБОТЫ ВОЗДУШНОЙ ЛИНИИ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧИ В ГРОЗОВОЙ СЕЗОН ПРИ ОТСУТСТВИИ ГРОЗОЗАЩИТНЫХ ТРОСОВ НА ОТДЕЛЬНЫХ ЕЕ УЧАСТКАХ

Запропонований новий підхід до оцінки можливості роботи повітряної лінії електропередачі при частковій відсутності грозозащитного троса. Застосування цього підходу показано на прикладі повітряної лінії 330 кВ. Отримані результати дозволяють отримати істотний економічний ефект при їх впровадженні в електричних мережах.

Предложен новый подход к оценке возможности работы воздушной линии электропередачи при частичном отсутствии грозозащитного троса. Применение этого подхода показано на примере воздушной линии 330 кВ. Полученные результаты позволяют получить существенный экономический эффект при их внедрении в электрических сетях.

The new going is offered near the estimation of possibility of work of air-track of electricity transmission at partial absence of lightning-saving rope. Application of this approach is rotined on the example of air-track of 330 kV. The got results allow to get a substantial economic effect at their introduction in electric networks.

У природи нет плохой погоды. Однако энергетики, эксплуатирующие воздушные линии (ВЛ) электропередачи, не могут с этим согласиться. Дело в том, что природа преподносит им «сюрпризы» в виде обильных снегопадов, обледенения проводов и опор, сильных (порою штормовых) ветров, ураганов, землетрясений и т. д. Такие «сюрпризы» зачастую приводят к обрыву проводов и грозозащитных тросов на ВЛ. При этом всегда требуется срочное восстановление нормальной работы ВЛ. Однако, если фазные провода ВЛ необходимо восстановить немедленно, то грозозащитные тросы, оборванные на некоторых пролетах, могут восстанавливать позже, или не восстанавливать вообще. Обоснование возможности такого подхода предлагается в данной работе и заключается в следующем.

На основании литературных источников [1 - 3] удельное число грозовых отключений линий с тросами вычисляется в общем случае по формуле

$$n_{\text{откл}} = 4 \cdot h_{\text{тр}} \left\{ P_{\alpha} \cdot P_{\text{пр}} \cdot \eta_1 + (1 - P_{\alpha}) \times \left[ \frac{4 \cdot h_{\text{он}}}{l} \cdot P_{\text{пр}} \cdot \eta_1 + \left( 1 - \frac{4 \cdot h_{\text{он}}}{l} \right) \cdot P_{\text{пр}} \cdot \eta_2 \right] \right\},$$

где  $h_{\text{тр}}$  - средняя высота подвеса тросов;  $h_{\text{он}}$  - высота опоры;  $P_{\alpha}$  - вероятность поражения провода, т.е. прорыва молнии через тросовую защиту;  $P_{\text{пр}}$  - вероятность перекрытия линейной изоляции на опоре при ударе молнии в провод;  $P_{\text{он}}$  - вероятность перекрытия изоляции при ударе молнии в опору;  $P_{\text{тр}}$  - вероятность пробоя промежутка трос-провод при ударе молнии в трос в середине пролета;  $\eta_1$  - вероятность образования устойчивой дуги при перекрытии изоляции опоры;  $\eta_2$  - то же при пробое воздушной изоляции в пролете.

Вероятность прорыва молнии через тросовую защиту принято определять в соответствии с опытом эксплуатации по эмпирической формуле

$$\lg P_{\alpha} = \frac{\alpha \sqrt{h_{\text{он}}}}{90} - 4,$$

где  $\alpha$  - угол защиты, образованный вертикалью, проходящей через трос, и прямой, соединяющей трос с проводом, и характеризующий экранирующее действие тросов.

Вероятность перекрытия линейной изоляции  $P_{\text{пр}}$  на опоре рассчитывается по критическому значению тока молнии. Критический ток молнии  $I_{\text{кр}}$  определяется из условий равенства воздействующего напряжения  $U$  и импульсного разрядного напряжения  $U_{50\%}$  по формулам: для ВЛ на металлических и железобетонных опорах

$$I_{\text{кр}} = \frac{2U_{50\%}}{Z}$$

для ВЛ на деревянных опорах

$$I_{\text{кр}} = \frac{2U_{50\%}}{Z(1-k)},$$

где  $Z$  - волновое сопротивление провода, которое в среднем, с учетом импульсной короны, может быть принято равным 300 Ом;  $k$  - коэффициент связи между проводами с учетом импульсной короны, имеющий значения 0,25...0,4.

Упрощенно вероятность перекрытия изоляции при ударе молнии в опору можно определить по значению критического тока

$$I_{\text{кр}} = \frac{U_{50\%}}{R_n + \delta \cdot h_{\text{он}}},$$

где  $R_{и}$  - импульсное сопротивление заземления опоры;  $\delta=0,15$  – для линий с двумя тросами;  $\delta=0,3$  – для линий с одним тросом.

Вероятность пробоя промежутка трос–провод при ударе молнии в трос в середине пролета определяется следующим образом. Рассчитывается напряжение между тросом и проводом с учетом индуктированного на проводе напряжения по формуле

$$U_{мп-пр} = (1-k) \cdot a \cdot Z_{мп} \cdot l / 2v,$$

где  $a$  - крутизна фронта импульса тока молнии;  $Z_{тр}$  - волновое сопротивление троса;  $l$  - длина пролета;  $v$  - скорость распространения импульса.

На основании полученного напряжения определяется вероятность пробоя промежутка трос–провод при ударе молнии в трос в середине пролета по формуле

$$P_{мп} = \exp(-0.08a).$$

В инженерных расчетах принято оценивать вероятность перехода импульсного перекрытия в устойчивую дугу по средней напряженности вдоль пути перекрытия при наибольшем рабочем напряжении  $E_{ср} = U_{наиб.раб.} / l_{пер}$ .

Для линий на деревянных опорах и длинных воздушных промежутков вероятность возникновения устойчивой дуги  $\eta$  определяется по формуле

$$\eta = (1,6 \cdot E_{ср} - 6) \cdot 10^{-2}.$$

Используя приведенный алгоритм, проведем исследование грозоупорности ВЛ 330 кВ.

Линия электропередачи на порталных железобетонных опорах общей протяженностью 343 км была исследована на грозоупорность, как при наличии двух грозозащитных тросов по всей длине, так и при их полном или частичном отсутствии. При этом дискретно изменялось импульсное сопротивление  $R_{и}$  заземляющих устройств опор в пределах от 5 Ом до 30 Ом.

Исходно были выполнены массовые расчёты удельного числа отключений линии  $n$  на 100 км и 100 грозовых часов в год при импульсной прочности гирлянды изоляторов  $U_p=2000$  кВ. В итоге получены следующие результаты для трёх случаев:

а) удар молнии в опоры и грозозащитные тросы при вариации  $R_{и}$

Таблица 1 – Удельное число отключений ВЛ 330 кВ

$R_{и}, \text{Ом}$	5	10	15	20	30
$n_{т.оп.}$	0,014	0,055	0,12	0,2	0,4

б) удар молнии в провод, т.е. прорыв молнии на провод мимо грозозащитных тросов,  $n_{пр}=0,4$ ;

в) удар молнии в линию при отсутствии грозозащитных тросов  $n_{б/тр}=35$ .

Если импульсная прочность гирлянды будет уменьшаться, удельное число отключений для приведённых выше случаев, будет увеличиваться и наоборот.

Результаты массовых расчётов представлены на рис. 1 в виде зависимостей числа грозовых отключений  $N$  ВЛ от длины линии  $L$  при различных значениях импульсных сопротивлений  $R_{и}$  заземляющих устройств опор.

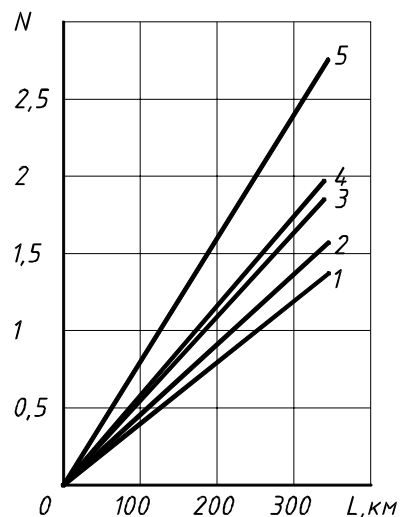
Из рис. 1 следует, что с ростом длины линии число грозовых её отключений увеличивается пропорционально. Кроме того, угол наклона зависимости  $N=f(L_{лэп})$  с ростом величины импульсного сопротивления заземляющего устройства опоры увеличивается. Угол наклона тем больше, чем больше величина импульсного сопротивления.

Следует также отметить, что число грозовых отключений для линии без применения грозозащитных тросов с ростом длины линии резко увеличивается.

Рассмотрим зависимости числа грозовых отключений ВЛ от ее длины  $L$ , представленные на рис. 2.

Зависимость 1 соответствует числу грозовых отключений линии при наличии тросов и сопротивлению заземления опор  $R_{и}=5$  Ом.

Зависимость 2 соответствует числу грозовых отключений линии без тросов. В данном случае длина линии отсчитывается от конца линии к ее началу, т.е. справа налево, как это показано на рис. 2.



1- $R_n=5$  Ом; 2- $R_n=10$  Ом; 3- $R_n=15$  Ом; 4- $R_n=20$  Ом; 5- $R_n=30$  Ом

Рис. 1 – Зависимость числа грозовых отключений  $N$  ВЛ от длины линии  $L$

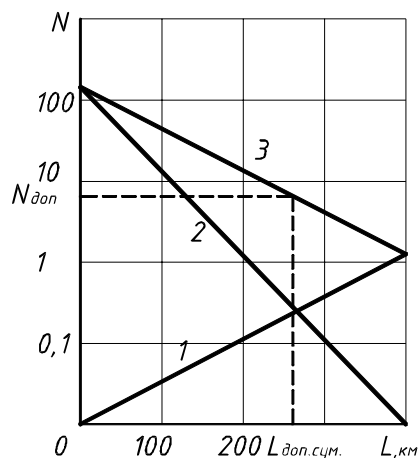


Рис. 2 - Зависимость числа грозовых отключений  $N$  ВЛ от длины линии

Зависимость 3 позволяет определить число грозовых отключений линии при отсутствии грозозащитных тросов на отдельных участках по её длине. Эта зависимость в сочетании с прямой допустимого числа

отключений линии  $N_{\text{доп}}$  позволяет оценить возможность работы линии без немедленного восстановления оборванного по каким-либо причинам грозозащитного троса.

При этом суммарная длина оборванного на некоторых участках линии грозозащитного троса не должна превышать допустимой суммарной длины  $L_{\text{доп.сум}}$  в соответствии с рис. 2.

**Вывод.** Несмотря на значительные успехи в области грозозащиты ВЛ, исследования продолжают. Это связано с необходимостью дальнейшего снижения риска отказов ВЛ по причине гроз. В статье показано применение нового подхода к оценке возможности работы воздушной линии электропередачи при частичном отсутствии грозозащитного троса. Применение этого подхода на примере воздушной линии 330 кВ показало, что полученные результаты позволяют получить существенный экономический эффект при их внедрении в электрических высоковольтных сетях.

**Список литературы:** 1. Техника высоких напряжений: Учебное пособие для вузов / И.М. Богатенков, Г. М. Иманов, В. Е. Кизеветтер и др.; под ред Г. С. Кучинского. – СПб : Изд. ПЭИПК 1998. - 700 с. 2. Базуткин В. В. Техника высоких напряжений: Изоляция и перенапряжения в электрических системах: Учебник для вузов / В. В. Базуткин, В. П. Ларионов, Ю. С. Пинталь; под общ. ред. В. П. Ларионова. – 3-е изд., перераб. и доп. - М.: Энергоатомиздат, 1986. – 464 с. 3. Координация изоляции и перенапряжения в электрических высоковольтных сетях : учеб. пособ. / В. И. Гуль, В. И. Нижевский, И. В. Хоменко и др.; под. ред. проф. В. И. Гуля. – Харьков : ЭДЭНА, 2009. – 270 с. 4. РД 153-34.3-35.125-99. Руководство по защите электрических сетей 6-1150 кВ от грозовых и внутренних перенапряжений / Под научной редакцией н.н. Тиходеева. – 2-е изд. – СПб. : ПЭИПК Минтопэнерго РФ, 1999. – 355 с.

Поступила в редколлегию 06.02.2012

*А.В.САПРЫКА*, канд. техн. наук, Харківська національна академія міського господарства

## ПУТИ ПОВЫШЕНИЯ ЭНЕРГОСБЕРЕЖЕНИЯ В ОСВЕТИТЕЛЬНОМ КОМПЛЕКСЕ НАСЕЛЕННОГО ПУНКТА

Розглядаються шляхи підвищення енергозбереження освітлювального комплексу населеного пункту з урахуванням якості електроенергії

Рассматриваются пути повышения энергосбережения осветительного комплекса населенного пункта с учетом качества электроэнергии

Ways of save energy increase of a settlement lighting complex are considered in view of the electric power quality

**Введение.** Проблема внедрения технологий энергосбережения в значительной степени является проблемой массового общественного сознания, поскольку именно на этом уровне формируется готовность населения участвовать в программах и проектах, которые разрабатывают органы управления государственной власти. В современном мире она имеет огромное значение и стала одной из актуальнейших на этапе развития энергетики многих стран. Энергосбережение – это фактор экономического развития, на практике показавший, что во многих случаях дешевле осуществить меры по экономии электроэнергии, чем увеличивать ее производство [1-3]. Состояние топливно-энергетического комплекса с каждым годом становится все более напряженным, т. к. за последние два десятилетия потребление электрической энергии в мире увеличилось в два раза. Не только экономический здравый смысл, но и ужесточение постановлений Правительства в Украине усилили давление на потребителей с целью перехода на энергосберегающие технологии. Проблема энергосбережения в освещении имеет огромное народно-хозяйственное значение, т. к. парк установленных в стране осветительных приборов около 0,3 млрд. штук [1]. Вместе с тем, проведение работ по энергосбережению не должно ухудшать количественные и качественные показатели осветительных установок, предусмотренных ДБН В. 2.5-28-2006. Как показывают многочисленные исследования, имеется реальная возможность значительно снизить расход электроэнергии в осветительных приборах без ухудшения условий освещения за счет их реконструкции и модернизации.

В жилищно-коммунальном хозяйстве населенного пункта осветительный комплекс является одним из самых крупных потребителей электроэнергии, в котором на освещение ежегодно в среднем потребляется 120 кВт\*ч на человека. В настоящее время значение светового потока среды

для жителей существенно возрастает, так как создание гармоничного пространства невозможно без комплексного решения проблем, связанных с наружным и архитектурным освещением, с колористикой и т.п. Осветительные комплексы относятся к предприятиям со значительным и во многом необоснованно завышенным энергопотреблением. При оценке осветительного комплекса необходимо учитывать не только качество применяемых источников света и осветительной арматуры, но и реально существующее качество электроэнергии, так как отклонение качества электроэнергии от нормативных оказывает большое влияние на работу установок освещения.

**Целью настоящей работы** является повышение энергосбережения в осветительном комплексе населенного пункта.

**Основная часть.** Проблема внедрения новых технологий энергосбережения является глобальной проблемой, и ее решение имеет особое значения для населения Украины. Так как в стране, в отличие от стран ЕС, имеет место повышенное потребление электроэнергии в промышленности и снижение её нормы при внутреннем освещении. Это связано в основном как с низкой обеспеченностью населения жилой площадью, так и низкими доходами населения.

Поэтому внедрение энергосберегающих технологий в освещении, направленных как на увеличение экономичности осветительного комплекса, так и на обеспечение энергосберегающих способов управления с учетом качества электроэнергии позволит оптимизировать производство световой энергии. Снизить затраты на электроэнергию и повысить энергосбережение осветительного комплекса прежде всего можно за счет:

- широкого внедрения в осветительные установки энергосберегающих источников света (компактных люминесцентных ламп и светодиодов) путем прямой замены ими ламп накаливания и переходом на осветительные приборы с линейными люминесцентными лампами нового поколения с высокой световой отдачей (>105 лм/Вт);
- оптимизации норм освещения;
- использования в осветительных установках электронных ПРА в место электромагнитных;
- использование самонесущих изолированных проводов;
- рациональное использование светового потока за счет точности воспроизведения необходимых кривых силы света световых приборов (юстировка в процессе монтажа и эксплуатации, своевременная чистка светильников);
- контроля и повышения качества электроэнергии;
- автоматизированного контроля и управления освещением.

В основном из-за низкой эффективности источников света и световых приборов затраты электроэнергии на производство световой энергии в Украине значительно выше, чем в странах ЕС.

Нормативным требованиям освещения в нашей стране не отвечают более 60% площадей промышленных зданий, 75% помещений административных учреждений, 80% наружного освещения [1].

Основными причинами этого являются:

- использование малоэффективных светильников и эксплуатация физически устаревших световых приборов;
- использование малоэффективных источников света;
- низкий КПД;
- малоэффективное распределение кривой силы света.

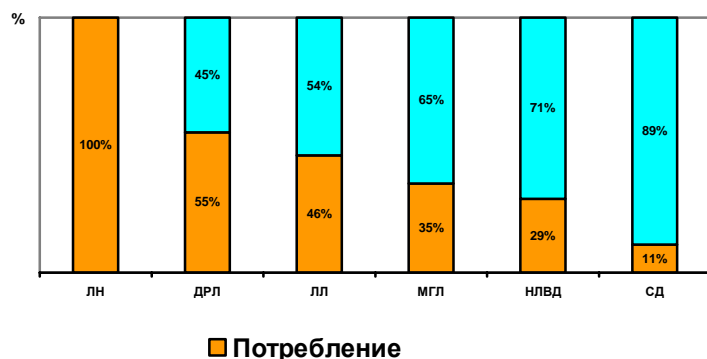


Рис. 1 – График экономии электрической энергии оптическими источниками света

Энергетическая эффективность и срок службы различных типов источников света, как известно, резко различаются. За период своей работы разрядные лампы и светодиоды могут вырабатывать в десятки раз больше световой энергии на 1 условный Ватт потребляемой мощности по сравнению с лампами накаливания. Поэтому при сравнении осветительных приборов с различными источниками излучений в качестве параметра для оценки эффективности может быть использована согласно [2] стоимость генерированной световой энергии в гривнах на один миллион люмен – часов (грн./Млм ч):

$$\left\{ G_1 \right\} = \frac{q_3}{\eta_v \cdot \cos \varphi} + \left[ C_{Л} + \left\{ \begin{matrix} 0 \\ C_3 \end{matrix} \right\} \right] \cdot (\Phi \cdot \tau)^{-1},$$

где  $q_3$  – тариф на электроэнергию, грн./кВт.ч;

$\eta_v$  – световая отдача, лм/Вт;

$\cos \varphi$  – коэффициент мощности (при 0,9 им можно пренебречь);

$C_{Л}$  – стоимость источника света, грн.;

$\Phi$  – поток лампы, клм;

$\tau$  – срок службы, часов.

Также хорошо отражает эффективность источника света экспресс – метод [4]:

$$V = \eta \cdot \tau,$$

где  $\eta$  – световая отдача, лм/Вт;

$\tau$  – срок службы, часов.

Реконструируемые и вновь создаваемые осветительные комплексы должны соответствовать требованиям новых энергосберегающих норм. Осветительные комплексы проработавшие свыше 8 лет должны быть реконструированы. В качестве энергетического показателя, определяющего, определяющего рациональное потребление электроэнергии, определена удельная установленная мощность, Вт/м<sup>2</sup>.

Проблема качества электроэнергии, как правило, связанная с функционированием осветительных приборов, важна с точки зрения его влияния на надежность и экономичность работы потребителей, так как в реальных условиях эксплуатации большое влияние на разрядные лампы оказывают колебания и отклонения в сети, температура окружающей среды, параметры пускорегулирующей аппаратуры [1, 2]. При одних и тех же условиях определенные значения РИН (размахи изменений напряжения) могут оказаться недопустимыми для ламп типа ДРЛ и ДНаТ. В этом случае применение разрядных ламп потребует изменения схемы электропитания либо осуществления других мероприятий по уменьшению значения РИН.

**Выводы.** Таким образом, применение энергосберегающих технологий позволит улучшить качество освещения, повысит уровень средней освещенности на объекте, а также значительно уменьшит потребляемую мощность.

Основным нарушением норм качества электроэнергии является отклонение напряжения, которое наносит наибольший ущерб работе осветительных комплексов, т. к. работа с пониженными напряжениями заставляет увеличивать мощность светильников, а повышенные напряжения приводят к резкому сокращению срока службы источников света и перепроизводству световой энергии. Мониторинг качества электроэнергии в осветительном комплексе позволит снизить экономический ущерб от отклонения напряжения с учетом эксплуатационных затрат связанных с заменой вышедших из строя источников света, запустит механизм оптимизации использования



световой энергии, что позволит решить проблему энергосбережения как на уровне населенного пункта, так и на уровне государства.

**Список литературы:**1. Сапрыка А.В. Современные технологии в осветительных системах мегаполиса / А.В. Сапрыка: Харків, ХНУРЕ, 2010. - 260 с. 2. Айзенберг Ю.Б. Справочная книга по светотехнике. / Ю.Б. Айзенберг. 3-е изд., перераб. и доп. - М.: Знак, 2006. - 972 с. 3. Кожушко Г.М. О необходимости разработки государственной политики по экономии электроэнергии на освещение/ Г.М. Кожушко // Коммунальное хозяйство городов. Науч.-техн. сборник. Вып.22. - К.:Техніка, 2000.-С. 213-217.4. Ворожейкина М. В. Сопоставление экономических показателей различных источников света./ М. В. Ворожейкина, В. Д. Никитин // Тезисы докладов на науч.-техн. конф. «Молодые светотехники России» XII-я Межд. спец. выставка по светотехнике и светительной технике в г. Москве. – М. «Вигма», 2006. – С. 67–70.

Поступило в редколлегию 22.02.12 г.

УДК 621.31.

**Ю.А.СИРОТИН**, канд.тех.наук , доц., НТУ «ХПИ»

### **ТОК, МОЩНОСТЬ И УРАВНЕНИЕ ПУЛЬСАЦИЙ В ТРЕХФАЗНОЙ СИСТЕМЕ**

Для трехфазной системы при несимметричной синусоидальной напряжении в точке подключения несимметричного навантажения рассмотрены два ортогональных разложения полного трехфазного тока. Получены два уравнения мощности.

Для трехфазной системы при несимметричном синусоидальном напряжении в точке подключения несимметричной нагрузки рассмотрены два ортогональных разложения полного трехфазного тока. Получены два уравнения мощности.

For three-phase system with an asymmetric sinusoidal voltage at the point of connection asymmetrical loading two orthogonal decomposition of full three-phase current are considered. Two power equations are obtained.

В однофазной цепи передача энергии от источника с синусоидальным напряжением в линейную нагрузку происходит с переменной скоростью [1]. В трехфазной цепи это не так. Так, в симметричном режиме (нагрузка и напряжение симметричны) мгновенная мощность не имеет пульсирующей составляющей – режим *уравновешен* [1]. В реальной ситуации режим несимметричен (нагрузка и/или напряжение несимметричны), что приводит к появлению пульсаций мгновенной мощности (ММ).

В 3-проводной системе при *симметричном* напряжении и *несимметричной* нагрузке ток обратной последовательности определяет и *мощность пульсаций* (МП) и *мощность несимметрии* (МН) нагрузки. В этом режиме эти мощности равны. Это стало основанием предположить, что МП должна входить в уравнение мощности вместо МН (мощности *небаланса* в 3-проводной системе) и при *несимметричном* напряжении [2]. Как отмечено в [3] это предположение оказалось неправильным (однако соответствующее уравнение опубликовано в ряде монографий).

Действительно, если напряжение несимметрично, а нагрузка симметрична (для 3-проводной системы сбалансирована), то МН нагрузки равна нулю, однако пульсации наблюдаются [4,5]. При симметричном напряжении в 4-проводной цепи МН определена как ток обратной последовательности, так и ток нулевой последовательности, а пульсации – только ток обратной последовательности [6]. Таким образом, в различных режимах присутствие или отсутствие этих мощностей может быть не одновременным, а при их наличии они имеют разные значения. МП и МН

- различные характеристики энергетических процессов. Однако они связаны между собой.

Задача заключается в установлении этой связи в общей ситуации несимметрии нагрузки и несимметрии напряжения.

Уравнение мощности потерь – квадратичное разложение полной (кажущейся) мощности на мощность баланса и мощность небаланса – характеризует качественный и количественный состав энергетических процессов в цепи с точки зрения дополнительных потерь (на один Ом) [7, 8]. Однако, это уравнение мощности не определяет наличие или отсутствие пульсаций в цепи [6]. В работе показано, что пульсации обусловлены компонентой тока, которая полностью определяет МП. Эта компонента определена ортогональной проекцией вектора полного тока на сопряженный вектор комплексных действующих значений напряжений и названа *током пульсаций*. Ортогональное дополнение тока пульсаций до полного тока определяет *непульсирующий ток*. Ток пульсаций и неппульсирующий ток дают новое квадратичное разложение кажущейся мощности (*уравнение мощности пульсаций*). Это уравнение характеризует энергетические процессы с точки зрения скорости потока энергии в точке подключения нагрузки.

#### Энергетические процессы в точке подключения нагрузки

В точке подключения нагрузки потребителя к распределительной сети в трёхпроводном сечении  $\langle a, b, c \rangle$  трехфазной (трех/четырёхпроводной) системы с синусоидальными процессами мгновенные значения трехфазного напряжения и трехфазного тока

$$\mathbf{u}(t) = (u_a(t), u_b(t), u_c(t))^* = \sqrt{2} \operatorname{Re}[U e^{j\omega t}], \quad (1.a)$$

$$\mathbf{i}(t) = (i_a(t), i_b(t), i_c(t))^* = \sqrt{2} \operatorname{Re}[I e^{j\omega t}] \quad (1.b)$$

однозначно определены трехмерными комплексными векторами напряжения (3d-комплексами)  $U = (\dot{U}_a, \dot{U}_b, \dot{U}_c)^*$  и тока  $I = (\dot{I}_a, \dot{I}_b, \dot{I}_c)^*$  – векторами комплексных действующих значений (д.з.):

$$U = \frac{\sqrt{2}}{T} \int_0^T \mathbf{u}(t) e^{-j\omega t} dt, \quad I = \frac{\sqrt{2}}{T} \int_0^T \mathbf{i}(t) e^{-j\omega t} dt, \quad (2)$$

где  $\bullet$  – знак транспонирования,  $T$  – период ( $T\omega = 2\pi$ ).

При синусоидальных процессах мгновенную мощность

$$p(t) = u_a(t)i_b(t) + u_b(t)i_c(t) + u_c(t)i_a(t) \quad (3.a)$$

можно представить как

$$p(t) = \mathbf{u}(t) \cdot \mathbf{i}(t) = \operatorname{Re}[\mathcal{S} + N e^{j2\omega t}]. \quad (3.б)$$

Стандартная комплексная мощность (СКМ) равна комплексному скалярному произведению векторов напряжения и тока [4, 6]

$$\mathcal{S} = U \cdot I^* = U_a^* I_a^* + U_b^* I_b^* + U_c^* I_c^*, \quad (4.a)$$

$$\dot{S} = U \cdot I^* = (U, I). \quad (4.б)$$

СКМ – комплексное число  $P + jQ$ , ее реальная часть равна средней (активной) мощности за интервал наблюдения  $[\tau, \tau + T]$

$$P = \operatorname{Re} \mathcal{S} = \operatorname{Re}(P + jQ) = \frac{1}{T} \int_{\tau}^{\tau+T} p(t) dt. \quad (5)$$

Мнимая часть СКМ  $\operatorname{Im} \mathcal{S} = Q$  определяет реактивную мощность.

Комплексная амплитуда пульсирующей мощности (*мощность пульсаций*)

$$N = |\mathcal{N}| e^{j \arg N} = U_a^* I_a^* + U_b^* I_b^* + U_c^* I_c^*, \quad (6.a)$$

равна комплексному скалярному произведению вектора тока и комплексно сопряженного (КС) вектора напряжения  $U^* = (U_a^*, U_b^*, U_c^*)^*$  [4,6]

$$N = I \cdot U = (I, U^*). \quad (6.б)$$

Полная (кажущаяся) мощность определена произведением

$$S_B = U \cdot I = |U| |I| \quad (7)$$

д.з. напряжения и д.з. тока

$$|U| = \sqrt{U \cdot U^*} = \sqrt{|\dot{U}_a|^2 + |\dot{U}_b|^2 + |\dot{U}_c|^2}, \quad (8.a)$$

$$|I| = \sqrt{I \cdot I^*} = \sqrt{|\dot{I}_a|^2 + |\dot{I}_b|^2 + |\dot{I}_c|^2}. \quad (8.б)$$

Справедливо неравенство Шварца [9]

$$|(U, I)| \leq |U| |I| \Rightarrow S_G \leq S_B \quad (8.в)$$

где  $S_G = |\dot{S}| = \sqrt{P^2 + Q^2}$  - геометрическая мощность, равная модулю СКМ.

### Несбалансированный режим, ток баланса и баланса

В (8.в) равенство достигается, только если вектор полного тока (комплексно) пропорционален вектору напряжения ( $I \parallel U$ )

$$I = \dot{Y}_S U \Leftrightarrow \frac{\dot{I}_a}{\dot{U}_a} = \frac{\dot{I}_b}{\dot{U}_b} = \frac{\dot{I}_c}{\dot{U}_c} = \dot{Y}_S = |\dot{Y}_S| e^{j\varphi_S}, \quad (9)$$

что определяет *сбалансированный режим* [8–9]. Если нагрузка симметрична, то режим сбалансирован. Однако обратное утверждение верно не для любой нагрузки. В 4–проводной цепи сбалансированность режима и симметричность нагрузки – эквивалентные понятия. В 3–проводной цепи режим может быть сбалансированным и при несимметричной нагрузке. Так, схема симметризации Штейнметца реализует *несимметричную  $\Delta$  нагрузку*, и при симметричном напряжении обеспечивает сбалансированный режим (даже с единичным коэффициентом мощности  $\lambda = P/S_B$ ) [5,7].

В сбалансированном режиме реактивная мощность характеризует фазовый сдвиг между векторами тока и напряжения. Геометрическая мощность равна полной мощности, что определяет сокращенное уравнение мощности и дает формулу для вычисления *коэффициента мощности*  $\lambda$  через фазовый сдвиг между векторами тока и напряжения ( $\dot{Y}_S = |\dot{Y}_S| e^{j\varphi_S}$ )

$$I = \dot{Y}_S U \Rightarrow S_G = S_B, \Rightarrow \underbrace{|I|}_{S_B} |U| = \underbrace{\sqrt{P^2 + Q^2}}_{S_G}, \quad (10.a)$$

$$\lambda = \frac{P}{S_B} = \frac{P}{\sqrt{P^2 + Q^2}} = \cos \varphi_S. \quad (10.б)$$

Если *режим несбалансирован*, то ортогональная проекция вектор тока на вектор напряжения определяет *ток баланса* [8–9]

$$I_b = \frac{I \cdot U^*}{|U|^2} U = \underbrace{(S^*/U^2)}_{I_b^*} U = \underbrace{Y_S^*}_{I_b^*} U, \quad (11.a)$$

а *ток небаланса*

$$I_u = I - I_b \quad (11.б)$$

равен ортогональному дополнению вектора тока баланса до вектора тока. Справедливо ортогональное разложение полного тока

$$I = I_b + \underbrace{(I - I_b)}_{I_u} = I_b + I_u, \quad (11.в)$$

Ток баланса связан с СКМ и обладает однозначным энергетическим смыслом: «Среди всех токов, которые при заданном напряжении в нагрузку поставляют энергию с такой же комплексной мощностью, что и полный ток, ток баланса имеет *минимальное д.з.*».

Именно ортогональное разложение полного тока приводит (теорема Пифагора для компонент тока) к уравнению мощности потерь и изменяет формулу для коэффициента мощности

$$|I|^2 = |I_b|^2 + |I_u|^2 \Rightarrow S_B^2 = S_G^2 + D_u^2 \Rightarrow S_B^2 = P^2 + \underbrace{Q^2 + D_u^2}_{\text{дополнительные потери}}, \quad \lambda = \frac{P}{S_B} = \frac{P}{\sqrt{P^2 + Q^2 + D_u^2}}. \quad (12)$$

Где  $D_u = |U \times I|$  - д.з. вектора мощности небаланса [8,9]. Здесь и далее  $\times$  – знак операции векторного произведения.

### Уравновешенный режим и ток пульсаций

Из (6) следует, что если вектор тока ортогонален КС вектору фазных напряжений  $U^*$ , то пульсации отсутствуют (режим *уравновешен*). Понятия уравновешенности и сбалансированности не совпадают. Однако, если режим сбалансирован ( $I = Y_S U$ ), а  $U$  и  $U^*$  ортогональны ( $U \perp U^*$ ), то **вектор тока** ортогонален  $U^*$  и пульсации отсутствуют  $N^* = (I, U^*) = Y_S (U, U^*) = 0$ . Так, если напряжение симметрично прямой последовательности  $U = \dot{U} e_1$ , то КС вектор напряжения является вектором обратной последовательности.

$$U = \dot{U} e_1 \Rightarrow U^* = (\dot{U} e_1)^* = U^* \underbrace{(e_1)^*}_{e_2} = U^* e_2$$

Поэтому 3d-комплексы  $U$  и  $U^*$  при симметричном напряжении также ортогональны и, если нагрузка симметрична, то пульсации отсутствуют (симметричный режим уравновешен).

Здесь и дальше

$$\mathbf{e}_1 = \frac{1}{\sqrt{3}} \begin{pmatrix} 1 \\ \alpha^* \\ \alpha \end{pmatrix}, \quad \mathbf{e}_2 = \frac{1}{\sqrt{3}} \begin{pmatrix} 1 \\ \alpha \\ \alpha^* \end{pmatrix} \quad (13)$$

- нормированные вектора (орты  $|\mathbf{e}_1|=1, |\mathbf{e}_2|=1$ ) прямой и обратной последовательности. ( $\alpha = e^{j2\pi/3}$ ) [6].

Если режим неуравновешен, то *ортогональная проекция вектора тока на комплексно сопряженный вектор напряжения* определяет 3d компоненту тока

$$\mathbf{I}_p = \frac{(\mathbf{I}, \mathbf{U}^*)}{(\mathbf{U}, \mathbf{U}^*)} \mathbf{U}^* = \frac{\mathbf{I} \cdot \mathbf{U}}{|\mathbf{U}|^2} \mathbf{U}^* = \frac{\dot{N}}{U^2} \mathbf{U}^*, \quad (14.a)$$

которая названа *током пульсаций*.

*Непульсирующий ток* определяется как ортогональное дополнение тока пульсаций до полного тока

$$\mathbf{I}_n = \mathbf{I} - \mathbf{I}_p. \quad (14.б)$$

Справедливо ортогональное разложение полного тока

$$\mathbf{I} = \mathbf{I}_p + \underbrace{(\mathbf{I}_n, \mathbf{I}_n)}_{I_n} = \mathbf{I}_p + \mathbf{I}_n \quad (14.в)$$

Так как  $\mathbf{I}_p \parallel \mathbf{U}^*$  и  $\mathbf{I}_n \perp \mathbf{U}^*$ , то МП полного тока обусловлена только током пульсаций

$$\dot{N} = (\mathbf{I}, \mathbf{U}^*) = (\mathbf{I}_p + \mathbf{I}_n, \mathbf{U}^*) = (\mathbf{I}_p, \mathbf{U}^*) + \underbrace{(\mathbf{I}_n, \mathbf{U}^*)}_{=0} = \mathbf{I}_p \cdot \mathbf{U}, \quad (14.г)$$

Тем самым, *ток пульсаций имеет минимальное д.з. среди всех токов, которые при заданном напряжении имеют такую же мощность пульсаций, что и полный ток.* Конкретизируем полученные результаты для трехпроводной цепи.

#### Энергетические процессы в трехпроводной цепи

В трехпроводной цепи напряжение можно измерять относительно искусственной точки заземления (Рис.1),

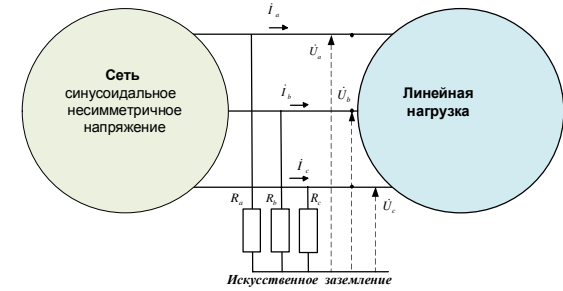


Рис.1 – Трехфазная трехпроводная система

что совместно с 1 законом Кирхгофа дает [9]

$$\mathbf{I} \cdot \mathbf{e}_0 = (\dot{I}_a + \dot{I}_b + \dot{I}_c) / \sqrt{3} = 0; \quad (15.a)$$

$$\mathbf{U} \cdot \mathbf{e}_0 = (\dot{U}_a + \dot{U}_b + \dot{U}_c) / \sqrt{3} = 0. \quad (15.б)$$

Здесь  $\mathbf{e}_0 = (1,1,1) / \sqrt{3}$  - нормализованный вектор (орт) нулевой последовательности

Тем самым, энергетические синусоидальные процессы, происходящие в трехпроводном сечении  $\langle a, b, c \rangle$  3-проводной цепи, характеризуются 3d-комплексами, которые *ортогональны орту нулевой последовательности*. Такие 3d-комплексы (комплексные вектора) образуют *двумерное подпространство*. Орты прямой и обратной последовательности (13) определяют *базис* этого подпространства [9]. Однако такой базис не единственен.

#### Ортонормированные базисы потерь и пульсаций

При несимметричном напряжении 3d-комплексы  $\mathbf{U}$  и  $\mathbf{U}^*$  не ортогональны. Однако 3d- комплекс *межфазных напряжений*

$$\mathbf{U}_* = \sqrt{3}(\mathbf{U} \times \mathbf{e}_0) = \begin{bmatrix} \dot{U}_b - \dot{U}_c \\ \dot{U}_c - \dot{U}_a \\ \dot{U}_a - \dot{U}_b \end{bmatrix} \quad (16)$$

комплексно ортогонален КС 3d-комплексу напряжений  $\mathbf{U}^*$ , так как смешанное напряжение с двумя одинаковыми векторами равно нулю

$$(\mathbf{U}_., \mathbf{U}^*) = \mathbf{U}_. \cdot \mathbf{U} = \sqrt{3}(\mathbf{U} \times \mathbf{e}_0) \cdot \mathbf{U} = 0.$$

Это позволяет определить два ортонормированных базиса: *базис потерь* и КС к нему *базис пульсаций*

$$\mathbf{B} = \{\mathbf{m}_., \mathbf{m}_.\}^*, \quad \mathbf{B}^* = \{\mathbf{m}_., \mathbf{m}_.\}. \quad (17)$$

Здесь орты 3d-комплексов:  $\mathbf{m}_. = \mathbf{U} / \|\mathbf{U}\|$  – фазных напряжений,

$\mathbf{m}_. = \mathbf{m}_. \times \mathbf{e}_0$  – КС межфазных напряжений, и

$\mathbf{m}_. = \mathbf{U}^* / \|\mathbf{U}^*\|$  – КС фазных напряжений,

$\mathbf{m}_. = \mathbf{m}_. \times \mathbf{e}_0$  – межфазных напряжений.

Раскладывая орты одного базиса по ортам другого базиса, можно показать, что орты базисов (17) связаны векторно-матричными уравнениями

$$\begin{bmatrix} \mathbf{m}_. \\ \mathbf{m}_. \end{bmatrix} = \underbrace{\begin{bmatrix} \dot{\eta} & \dot{\mu} \\ \dot{\mu}^* & \dot{\eta} \end{bmatrix}}_{\mathbf{A}} \begin{bmatrix} \mathbf{m}_. \\ \mathbf{m}_. \end{bmatrix}, \quad \begin{bmatrix} \mathbf{m}_. \\ \mathbf{m}_. \end{bmatrix} = \underbrace{\begin{bmatrix} \dot{\eta}^* & \dot{\mu} \\ \dot{\mu}^* & \dot{\eta} \end{bmatrix}}_{\mathbf{A}^{-1}} \begin{bmatrix} \mathbf{m}_. \\ \mathbf{m}_. \end{bmatrix}; \quad (18)$$

Матрицы преобразований  $\mathbf{A}$  и  $\mathbf{A}^{-1}$  ортогональны (даже унитарны так как  $\mathbf{A}^{-1} = (\mathbf{A} \cdot)^* = (\mathbf{A}^*) \cdot$ ).

Комплексные коэффициенты матриц  $\mathbf{A}$  и  $\mathbf{A}^{-1}$ :

$$\dot{\mu} = (\mathbf{m}_. \mathbf{m}_.) = \mathbf{m}_. \cdot \mathbf{m}_., \quad \dot{\mu}^* = \mathbf{m}_. \cdot \mathbf{m}_. = (\mathbf{m}_. \mathbf{m}_.)^*, \quad (19.a)$$

$$\dot{\eta} = \mathbf{m}_. \cdot \mathbf{m}_. = \mathbf{m}_. \cdot \mathbf{m}_. \quad \dot{\eta}^* = (\mathbf{m}_. \cdot \mathbf{m}_.)^* = -\dot{\eta} \quad (19.b)$$

удовлетворяют условию  $|\dot{\mu}|^2 + |\dot{\eta}|^2 = 1$ .

Если напряжение симметрично  $\mathbf{U} = U_1 \mathbf{e}_1$ , то  $\dot{\mu} = 0$ ,  $\dot{\eta} = j$  и введенные нормированные вектора (17) с точностью до фазового множителя совпадают с ортами прямой и обратной последовательностей (13)

$$\mathbf{m}_. = \mathbf{e}_1, \quad \mathbf{m}_. = j\mathbf{e}_2, \quad \mathbf{m}_. = (\mathbf{e}_1)^* = \mathbf{e}_2, \quad \mathbf{m}_. = -j\mathbf{e}_1. \quad (20)$$

### Ток баланса и небаланса

Разложение вектора тока

$$\mathbf{I} = \dot{I}_b \mathbf{m}_. + \dot{I}_u \mathbf{m}_. = \mathbf{I}_b + \mathbf{I}_u \quad (21)$$

по введенному базису  $\mathbf{B} = \{\mathbf{m}_., \mathbf{m}_.\}$  определено ортогональными проекциями вектора тока на орты базиса (координатами  $\dot{I}_b, \dot{I}_u$ )

$$\dot{I}_b = \mathbf{I} \cdot \mathbf{m}_. = S^* / U, \quad \dot{I}_u = \mathbf{I} \cdot \mathbf{m}_. = (\mathbf{I} \times \mathbf{U}) \cdot \mathbf{e}_0 / U = \dot{D}_0 / U. \quad (22.a)$$

Здесь  $\dot{D}_0 = (\mathbf{I} \times \mathbf{U}) \cdot \mathbf{e}_0 = \mathbf{I} \cdot (\mathbf{U} \times \mathbf{e}_0) = \mathbf{I} \cdot \mathbf{U}_./\sqrt{3}$  алгебраическая проекция 3d-комплекса мощности небаланса  $\mathbf{D} = \mathbf{U} \times \mathbf{I}$  на орт  $\mathbf{e}_0$ .

$$\dot{D}_0 = \mathbf{D} \cdot \mathbf{e}_0 = \frac{1}{\sqrt{3}} [\dot{I}_a (\dot{U}_b - \dot{U}_c) + \dot{I}_b (\dot{U}_c - \dot{U}_a) + \dot{I}_c (\dot{U}_a - \dot{U}_b)]$$

Введенные компоненты вектор тока *комплексно* параллельны 3d-комплексам фазных ( $\mathbf{I}_b \parallel \mathbf{U}$ ) и КС межфазных ( $\mathbf{I}_u \parallel \mathbf{U}_.$ ) напряжений:

$$\mathbf{I}_b = \dot{I}_b \mathbf{m}_. = \frac{\mathbf{I} \cdot \mathbf{U}^*}{|\mathbf{U}|^2} \mathbf{U} = \frac{S^*}{U^2} \mathbf{U}, \quad (22.б)$$

$$\mathbf{I}_u = \dot{I}_u \mathbf{m}_. = \frac{\dot{D}_0}{U^2} (\mathbf{U}^* \times \mathbf{e}_0) = \frac{\sqrt{3} \dot{D}_0}{|\mathbf{U}_.|^2} \mathbf{U}_. \quad (22.в)$$

Разложение (21) характеризуется парой комплексных мощностей ( $S^* = \dot{I}_b \cdot \mathbf{U}, \dot{D}_0 = \dot{I}_u \cdot \mathbf{U}$ ) и дает квадратичное разложение кажущейся мощности (*уравнение потерь*)

$$|\mathbf{I}|^2 = |\mathbf{I}_b|^2 + |\mathbf{I}_u|^2, \quad |\dot{I}|^2 = |\dot{I}_b|^2 + |\dot{I}_u|^2 \quad (23.a)$$

$$\Rightarrow S_b^2 = |S^*|^2 + |\dot{D}_0|^2 \quad (23.б)$$

### Пульсирующая и неппульсирующая компоненты тока

Другое разложение полного тока дает комплексно сопряженный базис  $\mathbf{B}^* = \{\mathbf{m}_., \mathbf{m}_.\}$

$$\mathbf{I} = \dot{I}_p \mathbf{m}_. + \dot{I}_n \mathbf{m}_. = \mathbf{I}_p + \mathbf{I}_n \quad (24)$$

В базисе  $V^*$  ортогональные проекции вектора тока на орты базиса (координаты  $\dot{I}_p, \dot{I}_n$ ) определяют: комплекс  $\dot{N}$  пульсирующей мощности и комплекс  $\dot{K}$  неппульсирующей мощности

$$\dot{I}_p = (\mathbf{I}, \mathbf{m}^*) = \mathbf{I}^* \mathbf{m} \quad \Rightarrow \quad \dot{N} = \dot{I}_p \cdot U, \quad (25.a)$$

$$\dot{I}_n = (\mathbf{I}, \mathbf{m}_n^*) = \mathbf{I}^* \mathbf{m}_n \quad \Rightarrow \quad \dot{K} = \dot{I}_n \cdot U. \quad (25.б)$$

Взаимно ортогональные 3d-комплексы разложения (24) ( $\mathbf{I}_p \perp \mathbf{I}_n$ ) определяют мгновенные компоненты полного тока

$$\mathbf{I}_p = \dot{I}_p \mathbf{m}^* \quad \Rightarrow \quad \mathbf{i}_p = \dot{I}_p(t) = \sqrt{2} \Re e[\mathbf{I}_p e^{j\omega t}], \quad (26.a)$$

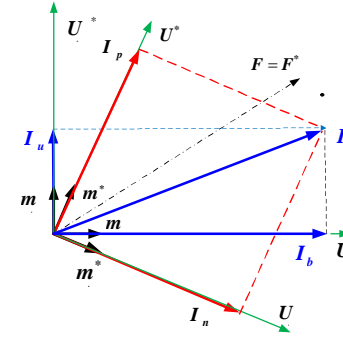
$$\mathbf{I}_n = \dot{I}_n \mathbf{m}_n^* \quad \Rightarrow \quad \mathbf{i}_n = \dot{I}_n(t) = \sqrt{2} \Re e[\mathbf{I}_n e^{j\omega t}], \quad (26.б)$$

Так как компоненты разложения (24), ортогональны ( $\mathbf{I}_p \perp \mathbf{I}_n$ ), то для них справедлива теорема Пифагора. Это дает квадратичное разложение кажущейся мощности (уравнение пульсаций), которое не совпадает с (23.б)

$$|\mathbf{I}|^2 = |\mathbf{I}_p|^2 + |\mathbf{I}_n|^2, \quad |\dot{I}|^2 = |\dot{I}_p|^2 + |\dot{I}_n|^2 \quad (27.a)$$

$$S_B^2 = |\dot{N}|^2 + |\dot{K}|^2 \quad (27.a)$$

Таким образом, уравновешенный и сбалансированный режим – различные энергетические понятия, так как являются компонентами двух несовпадающих (при несимметричном напряжении) разложений (см. Рис.2.)



( $\{\mathbf{m}, \mathbf{m}_n\}$  - базис потерь;  $\{\mathbf{m}^*, \mathbf{m}_n^*\}$  - базис пульсаций)

Рис.2. Разложение 3d-комплекса полного тока в базисах

Однако введенные токи (мощности) разложения (24) связаны с токами (мощностями) баланса и небаланса (21). Установим эту связь.

#### Связь токов и мощностей введенных разложений

Матрицы (18) связывают базисы (17), транспонированные к ним матрицы определяют координаты 3d-комплексов в одном базисе через координаты в другом базисе. Так, для координат тока справедливо

$$\begin{bmatrix} \dot{I}_b \\ \dot{I}_u \end{bmatrix} = \underbrace{\begin{bmatrix} \eta^* & \mu^* \\ \dot{\mu} & \eta^* \end{bmatrix}}_{A^*} \begin{bmatrix} \dot{I}_n \\ \dot{I}_p \end{bmatrix}, \quad \begin{bmatrix} \dot{I}_n \\ \dot{I}_p \end{bmatrix} = \underbrace{\begin{bmatrix} \dot{\eta} & \mu^* \\ \dot{\mu} & \dot{\eta} \end{bmatrix}}_{A^*} \begin{bmatrix} \dot{I}_b \\ \dot{I}_u \end{bmatrix} \quad (28)$$

Умножая тождества (28) на д.з. 3-фазного напряжения  $U$  получим связь между мощностями двух уравнений мощности (23.б) и (27.б)

$$\begin{bmatrix} S^* \\ \dot{D}_0 \end{bmatrix} = \underbrace{\begin{bmatrix} \eta^* & \mu^* \\ \dot{\mu} & \eta^* \end{bmatrix}}_{A^*} \begin{bmatrix} \dot{K} \\ \dot{N} \end{bmatrix}, \quad \begin{bmatrix} \dot{K} \\ \dot{N} \end{bmatrix} = \underbrace{\begin{bmatrix} \dot{\eta} & \mu^* \\ \dot{\mu} & \dot{\eta} \end{bmatrix}}_{A^*} \begin{bmatrix} S^* \\ \dot{D}_0 \end{bmatrix} \quad (29)$$

В явном виде имеем представление для токов и мощностей

$$\begin{cases} \dot{I}_b = \eta^* \dot{I}_n + \mu^* \dot{I}_p \\ \dot{I}_u = \eta^* \dot{I}_p + \dot{\mu} \dot{I}_n \end{cases} \Leftrightarrow \begin{cases} S^* = \eta^* \dot{K} + \mu^* \dot{N} \\ \dot{D}_0 = \eta^* \dot{N} + \dot{\mu} \dot{K} \end{cases}; \quad (30.a)$$

$$\begin{cases} \dot{I}_n = \eta \dot{I}_b + \mu^* \dot{I}_u \\ \dot{I}_p = \mu \dot{I}_b + \eta \dot{I}_u \end{cases} \Leftrightarrow \begin{cases} \dot{K} = \eta \dot{S}^* + \mu^* \dot{D}_0 \\ \dot{N} = \mu \dot{S}^* + \eta \dot{D}_0 \end{cases}. \quad (30.6)$$

Коэффициент  $\mu = (\mathbf{m}, \mathbf{m}^*) = \mathbf{m} \cdot \mathbf{m} = (\mathbf{U} \cdot \mathbf{U}) / U^2$ , характеризует качество напряжения [4].

В частности, если напряжение симметрично, то  $\mu = 0$ ,  $\eta = j$  и:

- ток прямой последовательности равен току баланса и (с точностью до фазового множителя) совпадает с *непульсирующим* током  $\dot{I}_1 = \dot{I}_b = e^{-j\pi/2} \dot{I}_n$  (СКМ не вызывает пульсаций);
- ток обратной последовательности равен току *пульсаций* и (с точностью до фазового множителя) совпадает с током небаланса  $\dot{I}_2 = \dot{I}_p = e^{j\pi/2} \dot{I}_u$  (только несбалансированный ток вызывает пульсации);
- $\dot{N} = j\dot{D}_0$  и уравнения мощности (23) и (27) совпадают.

#### Ток Fryze и уравнение мощности потерь

Ток баланса содержит две составляющие [6]: активный ток (ток Fryze) и реактивный ток

$$\dot{I}_b = \frac{S^*}{U^2} \mathbf{U} = \frac{P - jQ}{U^2} \mathbf{U} = \underbrace{\frac{P}{U^2} \mathbf{U}}_{\dot{I}_A} + \underbrace{\frac{Qe^{-j\pi/2}}{U^2} \mathbf{U}}_{\dot{I}_r} = \dot{I}_A + \dot{I}_r. \quad (31)$$

вектор тока можно представить суммой двух составляющих: активного тока Fryze и неактивного тока Fryze

$$\mathbf{I} = \dot{I}_b + \dot{I}_u = \underbrace{\dot{I}_A + \dot{I}_r}_{\dot{I}_b} + \dot{I}_u = \dot{I}_A + \underbrace{\dot{I}_r + \dot{I}_u}_{\substack{\text{неактивный} \\ \text{ток Fryze}}} = \dot{I}_A + \dot{I}_F. \quad (32)$$

Среди всех токов, которые при заданном напряжении в нагрузку поставляют энергию с такой же активной мощностью, что и полный ток, активный ток Fryze имеет минимальное д.з.

Неактивный ток Fryze полностью определяет дополнительные потери (от реактивного и несбалансированного тока). Уравнение мощности определяет коэффициент мощности через активный и неактивный ток Fryze

$$\mathbf{I} = \dot{I}_A + \underbrace{\dot{I}_r + \dot{I}_u}_{\dot{I}_F} \Rightarrow |\mathbf{I}|^2 = |\dot{I}_A|^2 + \underbrace{|\dot{I}_r|^2 + |\dot{I}_u|^2}_{\substack{\text{дополнительные} \\ \text{потери}}} \Rightarrow$$

$$\lambda = \frac{P}{S_B} = \frac{|\dot{I}_A|}{|\dot{I}_A + \dot{I}_F|} = \frac{I_A}{\sqrt{I_A^2 + I_F^2}}. \quad (33)$$

При *несимметричном* напряжении ( $\mu \neq 0$ ) активный, реактивный ток и ток небаланса вызывают пульсации

$$\dot{N} = (\dot{I}_A + \dot{I}_r + \dot{I}_u) \cdot \mathbf{U} = \dot{N}_A + \dot{N}_r + \dot{N}_u = \underbrace{\dot{\mu}P}_{\dot{N}_A} + \underbrace{\dot{\mu}Qe^{-j\pi/2}}_{\dot{N}_r} + \underbrace{\eta \dot{D}_0}_{\dot{N}_u}. \quad (34)$$

с комплексными амплитудами:  $\dot{N}_A, \dot{N}_r, \dot{N}_u$ .

При *симметричном* напряжении  $\dot{I}_p = e^{j\pi/2} \dot{I}_u$  и устранение дополнительных потерь (компенсация *неактивного* тока Fryze) приводит и к устранению пульсаций ММ ( $\lambda = 1 \Rightarrow \dot{N} = 0$ ). Обратное утверждение не верно, так как реактивный ток (компонента прямой последовательности при симметричном напряжении) не вызывает пульсаций

Из (21.6) и (20.a) следует, что при синусоидальных процессах мгновенную мощность можно представить как

$$p(t) = \mathbf{u}(t) \cdot \mathbf{i}(t) = U[I_A + \Re(\mathbf{I}_p e^{j2\omega t})]$$

При *несимметричном* напряжении ( $\mu \neq 0$ ):

- оптимальное устранение дополнительных потерь ( $\lambda = 1$ ) приводит к тому, что полный ток становится равным активному току  $\mathbf{I} = \dot{I}_A$ , однако при этом пульсации полностью не устранены и обусловлены асимметрией напряжения ( $\dot{N} = \dot{N}_A = \dot{\mu}P \neq 0$ ) [5].
- устранение пульсаций мощности  $\dot{N} = 0$  ( $\mathbf{I} = \dot{I}_n$ ) не устраняет полностью ток небаланса, так как оставшийся неппульсирующий ток ( $\dot{I}_n \neq 0$ ) имеет в своем составе сбалансированный ток ( $\dot{I}_b = \eta^* \dot{I}_n$ ) и несбалансированный ток ( $\dot{I}_u = \mu \dot{I}_n$ ). Тем самым, после устранение пульсаций коэффициент мощности меньше единицы,  $\lambda \leq \eta < 1$ .

#### Заключение

1. При несимметричном напряжении мощность небаланса и мощность пульсаций различные энергетические понятия. Мощность небаланса обусловлена током небаланса (который равен нулю и при симметричной нагрузке), а мощность пульсаций обусловлена током пульсаций (который отличен от нуля и при симметричной нагрузке). Ток

небаланса ортогонален току балансу и вектору напряжений. (Величина тока балансу характеризуется комплексной мощностью.) Вектор тока пульсаций коллинеарен комплексно сопряженному вектору напряжений.

2. При несимметричном напряжении вектор напряжений и КС вектор напряжений не ортогональны, поэтому ток пульсаций и ток балансу не ортогональны, а ток пульсаций не совпадает с током небалансу. Мощность небалансу и мощность пульсаций входят в различные уравнения мощностей, которые с разных сторон описывают энергетические процессы в трехфазной цепи.

3. При *несимметричном* напряжении рассмотренные два дуальных метода разложения полного тока дополняют друг друга и приводят к различным методам компенсации ненужных компонент тока. Каждый из этих методов оптимален только по одному критерию. Это приводит к необходимости постановки и решения двухкритериальной задачи компенсации, в рамках повышения качества поставляемой и потребляемой энергии.

**Список литературы:** 1. Зевеке Г.В. Основы теории цепей / Г.В. Зевеке, П.А. Ионкин. – М. - Л. : «Госэнергоиздат», 1955.–216 с. 2. Кузнецов В.Г. Схемы симметрирования однофазных нагрузок в трехфазных цепях / А.Н.Милях, А.К.Шидловский, В.Г. Кузнецов. – К.: Наукова думка, 1973. –218с. 3. Кузнецов В. Г. Повышение качества энергии в электрических сетях /А. К Шидловский., В. Г. Кузнецов. – К.: Наукова думка, 1985. – 266 с. 4. Сиротин Ю. А. Пульсации и осцилляции мощности при сбалансированной нагрузке / Ю. А Сиротин // Вісник НТУ «ХП». – 2011. – №3.–121-136, [Електронний ресурс]. – Режим доступа: [http://www.nbu.gov.ua/portal/natural/vcpi/Ente/2011\\_3/index.html](http://www.nbu.gov.ua/portal/natural/vcpi/Ente/2011_3/index.html). 5. Sirotin. Ju. A. Fryze's compensator and Fortescue transformation/ Ju. A. Sirotin // Przegląd Elektrotechniczny (Electrical Review). –2011.–vol. 1.–101-106. [Електронний ресурс]. – Режим доступа: [http://pe.org.pl/abstract\\_pl.php?nid=4568](http://pe.org.pl/abstract_pl.php?nid=4568). 6. Сиротин Ю. А. Мощность разбалансу и пульсации мгновенной мощности при симметричном напряжении / Ю. А. Сиротин // Электрика. – 2009. – № 11.– С. 15-21, [Електронний ресурс]. – Режим доступа: <http://www.nait.ru/journals>. 7. Сиротин Ю. А. Δ-симметризатор - компенсатор Фризе / Ю. А. Сиротин // Вісник НТУ «ХП», Сборник научных трудов. Тематический выпуск: Энергетика: надежность и энергоэффективность. - Харьков: НТУ «ХПИ». – 2010. – №. 45. – С. 145-157, [Електронний ресурс]. – Режим доступа: [http://www.nbu.gov.ua/portal/natural/vcpi/Ente/2010\\_1/index.html](http://www.nbu.gov.ua/portal/natural/vcpi/Ente/2010_1/index.html). 8. Сиротин Ю. А. Сбалансированная и разбалансированная составляющие тока в трехфазной несимметричной системе /Ю. А. Сиротин // Вісник ПДТУ.– 2008. – Вып. №18. – С. 81-87, [Електронний ресурс].– Режим доступа: [www.nbu.gov.ua/portal/Natural/VPDTU/2008\\_18\\_2/C2/](http://www.nbu.gov.ua/portal/Natural/VPDTU/2008_18_2/C2/) 9. Сиротин Ю. А. Анализ энергетических процессов в трехпроводной схеме / Ю. А. Сиротин // Вісник НТУ «ХП», Сборник научных трудов. Тематический выпуск: Энергетика: надежность и энергоэффективность. - Харьков: НТУ «ХПИ». – 2011. – №.41. – С. 118-133. [Електронний ресурс]. – Режим доступа: [www.nbu.gov.ua/portal/natural/vcpi/Ente/2011\\_41/index.html](http://www.nbu.gov.ua/portal/natural/vcpi/Ente/2011_41/index.html).

Поступила в редколлегию 15.04.2012

**Л.А. ЩЕБЕНЮК**, канд. техн. наук., проф., НТУ «ХП»;  
**Т.Ю. АНТОНЕЦЬ**, ЗАТ «Завод Південкабель», Харків

## **ВИКОРИСТАННЯ ЕКОНОМІЧНИХ РОЗРАХУНКОВИХ МОДЕЛЕЙ ДЛЯ ПРИЙНЯТТЯ ТЕХНІЧНОГО РІШЕННЯ ЩОДО ПРОПУСКНОЇ СПРОМОЖНОСТІ ВИСОКОВОЛЬТНИХ СИЛОВИХ КАБЕЛІВ З ПЛАСТМАСОВОЮ ІЗОЛЯЦІЄЮ**

Виконано аналіз результатів розрахунку пропускної спроможності силових кабелів на напругу 220 кВ. Робота присвячена створенню системи розрахунку тривало допустимого струму високовольтних силових кабелів із зшитю поліетиленою ізоляцією.

Выполнен анализ результатов расчетов пропускной способности силовых кабелей на напряжение 220 кВ. Работа посвящена созданию системы расчета длительно допустимого тока высоковольтных силовых кабелей со сшитой полиэтиленовой изоляцией.

The analysis of datas of current calculation of the rating of cables at direct voltages up to 220 kV. The work is devoted to creation of a system of method for calculation of the current rating of high-voltage cables.

**Постановка проблеми.** Найважливішою споживчою властивістю силових кабелів, яка визначає його ліквідність, є спроможність до навантаження та перевантаження (в подальшому, - пропускна спроможність). За цим наступною за важливістю є ціна. Остання формується, в першу чергу, на основі фактичних витрат на виробництво, тобто в рамках бухгалтерського підходу. При економічному підході необхідний аналіз так званих «невикористаних можливостей», який може бути виконаний тільки включенням економічного аналізу в процес прийняття технічних рішень. Це особливо актуально для інноваційної кабельної продукції, якою є зокрема високовольтні силові кабелі з пластмасовою ізоляцією. Для розрахунку пропускної спроможності таких кабелів необхідне спільне вирішення моделей, які описують конструктивні, електричні, теплові та економічні параметри кабелю.

**Аналіз останніх досліджень і публікацій.** В [1] нами запропоновано метод використання універсальних і уніфікованих розрахункових моделей процесів тепло і масообміну в високовольтних кабелях з пластмасовою ізоляцією для дослідження їх пропускної спроможності шляхом інтервального оцінювання параметрів моделей. Пропускна спроможність силових кабелів визначається процесами тепло і масообміну в кабелі в номінальних умовах, тобто в стаціонарному режимі навантаження (100 % -ний коефіцієнт навантаження) [2].



Відповідно, номінальний струм  $I_{ном}$ , - це необмежене тривалий, незмінний струм, за якого встановлюється максимальна температура жили при визначених незмінних умовах оточуючого середовища. Практично застосовні розрахункові моделі для визначення  $I_{ном}$  включають велику кількість припущень і експериментально визначених оцінок конкретних параметрів моделі. Рекомендація щодо доцільності прямого експериментального чи опосередкованого визначення значень параметрів моделі для розрахунку допустимого струму конкретних кабелів присутня практично в усіх міжнародних і відповідних національних стандартах серії 60287. Вибір значень параметрів і розрахункових моделей має бути обґрунтованим технічно. Економічні складові визначення пропускної спроможності відображені в стандарті ДСТУ ІЕС60287-3-3:2012, але вони стосуються виключно економічних аспектів в умовах експлуатації.

В [1] показана можливість застосування для розрахунку пропускної спроможності силового високовольтного кабелю з пластмасовою ізоляцією спільного вирішення пов'язаних між собою моделей, які описують конструктивні, електричні, теплові та економічні параметри кабелю. При цьому в якості економічної складової системи застосовано просто обчислення ціни матеріалу ізоляції. Те, що за результатами рішення системи вартість матеріалу ізоляції на одиницю її товщини в залежності від максимальної напруженості електричного поля має виразний мінімум, зумовило пошук більш адекватної економічної моделі для використання в подальшому дослідженні. Зокрема, в системі рівнянь, використаній в [1], не враховано вплив максимальної напруженості електричного поля на вартість ізоляції. Такий вплив може виявитися визначальним для прийняття технічного рішення.

**Ціль і задачі дослідження.** Аналіз впливу максимальної напруженості електричного поля в ізоляції на економічну складову системи рівнянь, що складається з моделей, які описують конструктивні, електричні, теплові та економічні параметри кабелю. Перевірка впливу максимальної напруженості електричного поля в ізоляції на економічну складову результатів вирішення системи при визначенні пропускної спроможності силового високовольтного кабелю з пластмасовою ізоляцією.

**Основний матеріал дослідження.** Процеси тепломасообміну в кабелях при їх експлуатації і виготовленні розглядають за допомогою формул (моделей), однакових за своєю структурою і таких, що включають як базові, різницю потенціалів (електричних, теплових, концентрації речовини, тиску), потік, опір, провідність. Відповідно, всі інші елементи моделей, що описують той чи інший процес, є похідними від цих величин і математичний опис того чи іншого процесу в системах диференціальних рівнянь є досить універсальним і уніфікованим. В

циліндричних координатах  $(r, \theta, z)$ , найбільш прийнятних для опису процесів тепломасообміну в кабелях, для потенціалу  $\varphi$  застосовують рівняння Пуассона:

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left( r \frac{\partial \varphi}{\partial r} \right) + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 \varphi}{\partial \theta^2} + \frac{\partial^2 \varphi}{\partial z^2} = 0, \quad (1)$$

в якому, якщо потенціал залежить тільки від радіусу (радіальне поле), другий і третій доданки в лівій частині дорівнюють нулю, тоді:

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left( r \frac{\partial \varphi}{\partial r} \right) = 0, \quad \int \frac{\partial}{\partial r} \left( r \frac{\partial \varphi}{\partial r} \right) = 0, \quad r \frac{\partial \varphi}{\partial r} + A = 0, \quad (2)$$

де постійна інтегрування  $A$ , яка за умов, що при  $r = r_1$ ,  $\varphi = \varphi_0$  і при  $r = r_2$ ,  $\varphi = 0$  ( $r_1 < r_2$ ), дорівнює:  $A = \varphi_0 / \ln \frac{r_2}{r_1}$  і відповідно градієнт потенціалу обернено пропорційний до радіусу:

$$-\frac{\partial \varphi}{\partial r} = \varphi_0 / r \ln \frac{r_2}{r_1}. \quad (3)$$

Відповідно основною розрахунковою моделлю, що використовується в нормативних матеріалах кабельної техніки, є модель радіального силового поля, під дією якого відбуваються процеси переносу:

- зарядів (різниця потенціалів  $U$ , В; електричний струм  $I$ , Кл/с);
- теплової енергії (різниця температур  $\tau$ , К; тепловий потік  $P$ , Дж/с);

Модель радіального теплового потоку у стаціонарному тепловому режимі, використана в усіх відомих нормативних документах для обчислення номінального струму силових кабелів.

Виходячи з того основного правила, що максимальна температура ізоляції  $\Theta_1$  не повинна перевищувати допустиму, а температура зовнішньої ізотерми  $\Theta_2$  відома за умовами прокладання, встановлюють гранично допустиму потужність теплового потоку  $P_{доп}$ :

$$P_{доп} \leq \frac{I}{S} = \frac{\Theta_1 - \Theta_2}{\sigma \ln(r_2/r_1)/2\pi} = \frac{2\pi(\Theta_1 - \Theta_2)}{\sigma \ln(r_2/r_1)}, \quad (4)$$

де  $\sigma$  — питомий тепловий опір матеріалу між двома коаксіальними ізотермами з температурами  $\Theta_1$  і  $\Theta_2$  так, що  $\Theta_1 > \Theta_2$ .

Оскільки  $P_{доп} = I_{доп}^2 \cdot R_g(\Theta_1)$ , де  $R_g(\Theta_1)$  — електричний опір жили за температури  $\Theta_1$ , необмежене довготривалий струм в жилі, якщо тепло виділяється тільки в ній, визначає формула:

$$I_{доп} = \sqrt{\frac{\Theta_1 - \Theta_2}{R_g(\Theta_1) \sigma \ln(r_2/r_1)/2\pi}}, \quad (5)$$

де вираз  $\sigma \ln(r_2/r_1)/2\pi$  — це тепловий опір матеріалу між двома коаксіальними ізотермами з температурами  $\Theta_1$  і  $\Theta_2$ .

Загальна розрахункова модель, описана співвідношеннями (4) і (5), відображає загальний принцип розрахунку тривало допустимого струму кабелю. Для конкретного типу кабелю має бути визначена відповідна схема заміщення теплового потоку, що відповідає особливостям конструкції саме цього типу. Наприклад, для одножильного силового

кабелю із поліетиленовою зшитою ізоляцією на напругу 220 кВ, в (5) необхідно додатково врахувати втрати в ізоляції і в електропровідних екранах, а при визначенні електричного опору жили врахувати вплив вихрових струмів в жилі і особливості конструкції жили. В [1] наведені відповідні конкретні розрахункові моделі.

Незалежно від конкретних особливостей конструкції, якщо, наприклад, збільшується допустима максимальна напруженість електричного поля в ізоляції, то: 1) зменшуються її товщина, а значить об'єм і вартість; 2) зменшується радіус  $r_2$  в (5), а значить збільшується пропускна спроможність. Подібні висновки випливають з розгляду окремих моделей. Якщо ж застосувати спільне рішення відповідної системи, то на результат може суттєво вплинути, наприклад, те, що значне зменшення радіусу  $r_2$  в (5) може настільки збільшити тепловий опір навколишнього середовища, що пропускна спроможність кабелю зменшиться. Таким чином конкретне технічне рішення має базуватися саме на спільному вирішенні системи рівнянь.

Для перевірки взаємного впливу максимальної напруженості електричного поля в ізоляції і економічної складової з метою подальшого використання цього впливу при визначенні пропускної спроможності силового високовольтного кабелю з пластмасовою ізоляцією необхідно врахувати той очевидний факт, за напруг в кілька сотень кіловольт підвищення допустимої максимальної напруженості електричного поля в ізоляції і одночасне зменшення її товщини вимагає більших технологічних витрат на ізоляцію. Це збільшення включає кілька складових: ускладнення технології ізолювання, зокрема, - забезпечення більшої чистоти пластмаси, зменшення допусків на ексцентриситет і т.п.; підвищення вимог до точності дотримання технологічних параметрів, контролю за інструментом, чистоти виробничого приміщення і т. п.

У будь-якому разі в системі рівнянь, що розглядається, це можна врахувати як збільшення ціни на ізоляцію при збільшенні допустимої максимальної напруженості електричного поля. Щонайменше, лінійного збільшення з деяким коефіцієнтом, взятим у діапазоні, який на даному етапі знімає проблему точності визначення такого коефіцієнта. Нижче наведена проста система двох таких рівнянь, електричного (радіальне електричне поле в однорідній ізоляції) і економічного (без урахування відходів):

$$E_{max} = U / (r + \Delta e) \ln[(r + \Delta e + \Delta i) / (r + \Delta e)], \quad (6)$$

$$Z = k_e (E_{max} + 3) \gamma \pi \Delta i (2r + \Delta i), \quad (7)$$

де  $E_{max}$  - допустима максимальна напруженість електричного поля;  $U$  - фазна напруга;  $r$  - радіус жили;  $\Delta e$  - товщина напівпровідного екрану;  $\Delta i$  - товщина ізоляції;  $Z$  - витрати на ізоляцію на одиницю довжини кабелю;  $k_e$  - коефіцієнт лінійного збільшення ціни на ізоляцію при збільшенні

допустимої максимальної напруженості електричного поля;  $\gamma$  - питома маса ізоляції.

На рис.1 наведено результати вирішення системи рівнянь (6) і (7) для різних значень максимальної напруженості електричного поля в ізоляції кабелю перерізом 625 мм<sup>2</sup> на напругу 220 кВ. Дані рис.1 свідчать про те, що суттєве зменшення максимальної напруженості електричного поля (а отже - підвищення надійності ізоляції в експлуатації) шляхом збільшення товщини ізоляції неодмінно супроводжується зростанням витрат на ізоляцію. Але для питомих затрат на одиницю товщини ізоляції графік має мінімум, тобто врахування збільшення ціни на ізоляцію при збільшенні допустимої максимальної напруженості електричного поля в принципі дозволяє прийняти оптимальне технічне рішення.

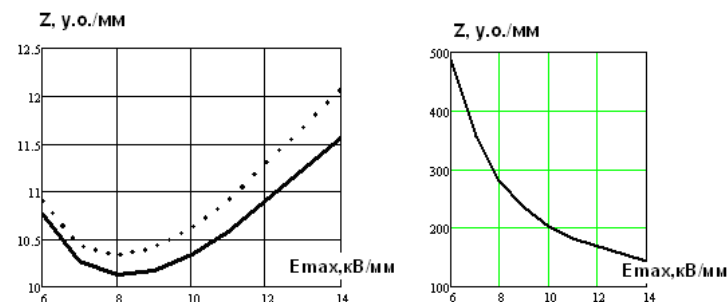


Рис. – Результати вирішення системи рівнянь (6) і (7)

Видно, що суттєве зменшення максимальної напруженості електричного поля (а отже - підвищення надійності ізоляції в експлуатації) шляхом збільшення товщини ізоляції неодмінно супроводжується значним збільшенням вартості матеріалу ізоляції (правий графік), але відношення вартості матеріалу ізоляції до її товщини (лівий графік) має виразний мінімум. Врахування того, що ізоляція, призначена для використання при більш високих градієнтах, є дорожчою (модель (7)), спричиняє зміщення відповідного мінімуму в бік менших градієнтів порівняно з одержаною в [1]. Таким чином, для прийняття економічно виважених рішень для визначення пропускної спроможності нових вітчизняної кабельної техніки силових високовольтних кабелів з пластмасовою ізоляцією, необхідне вирішення системи рівнянь, які описують конструктивні, електричні, теплові та економічні параметри кабелю.

За цим слід додати, що:

- прості моделі, які складають систему, можна ускладнювати, залежно від необхідності врахування особливостей конструкції кабелю, умов його прокладання і економічних реалій конкретного виробника;

- до системи можуть і повинні бути залучені технологічні моделі, які пов'язують технічні та споживчі параметри кабелю з його технологічними параметрами; очевидно, що зв'язок з економічною складовою системи, а значить і необхідність спільного вирішення, посиляться;

- постійною турботою користувача має стати доцільне спрощення системи, як з огляду на принципovu наближеність числових методів її вирішення, так і для забезпечення можливості технічного аналізу результатів.

**Висновки.** Врахування того, що ізоляція, призначена для використання при більш високих градієнтах, є дорожчою (модель (7)), спричиняє зміщення відповідного мінімуму в бік менших градієнтів порівняно з одержаною в [ ]. Таким чином, для прийняття економічно виважених рішень для визначення пропускної спроможності нових для вітчизняної кабельної техніки силових високовольтних кабелів з пластмасовою ізоляцією, необхідне вирішення системи рівнянь, які описують конструктивні, електричні, теплові та економічні параметри кабелю.

**Список літератури:** 1. Л.А. Щебенюк До визначення пропускної спроможності високовольтних силових кабелів з пластмасовою ізоляцією / *Щебенюк Л.А., Антоненко Т.Ю.* // Вісник НТУ «ХПІ». – Харків: НТУ «ХПІ», 2011. – Вип.42.– С. 43 – 46. 2. ДСТУ ІЕС60287-1-1:2012. КАБЕЛІ ЕЛЕКТРИЧНІ. Обчислення номінальної сили струму. Частина 1 – 1. Співвідношення для обчислення номінальної сили струму (коефіцієнт навантаження 100 %) і обчислення втрат. Загальні положення.

*Надійшла до редакції 10.04. 2012 р.*

**Л.А.ЩЕБЕНЮК**, канд. техн. наук., проф. НТУ«ХПІ»;  
**С.Ю. АНТОНЕЦЬ**, аспірант НТУ«ХПІ»

### СТАТИСТИЧНИЙ АПАРАТ ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ БЕЗДЕФЕКТНОСТІ ПРОДУКЦІЇ В ВИРОБНИЦТВІ ЕМАЛЬПРОВОДІВ

Виконано аналіз результатів контролю дисперсії напруги пробною емальдроту з подвійною ізоляцією на основі поліамідних співполімерів.

Виконано аналіз результатів контролю дисперсії напруги пробною емальпроводом з подвійною ізоляцією на основі поліімідних сополімерів.

The analysis of datas on monitoring of sigma breardown voltages for a enameled wire insulated articles.

**Постановка проблеми.** Для кабельної промисловості України інноваційною продукцією є емальдріт на основі поліімідних синтетичних співполімерів з температурним індексом 200 °С, з найвищими на сьогодні електричними і механічними властивостями ізоляції [1, 2]. Для його виробництва застосовують складне і дороге технологічне обладнання з високими швидкостями емальювання (до 1000 м/мин) і глибоким каталітичним спаленням розчинників емальлаків [2]. Впровадження таких інноваційних видів кабельної продукції у виробництво дозволило забезпечити найвищий сучасний рівень електричної і механічної міцності ізоляції, її нагрівостійкості. За цих умов контроль дисперсії основних технічних параметрів продукції є базовою інформацією для реалізації принципу неперервного підвищення якості згідно ISO 9001:2000. Однак такий контроль не передбачений нормативною технічною документацією.

**Аналіз останніх досліджень і публікацій.** Якщо при застосуванні відомої концепції “б $\sigma$ ” [3,4] назвемо коефіцієнтом однорідності **К $\sigma$** :

$$K\sigma = |CL - X_{cp}| / (D[X])^{0.5} \text{ при обмеженні знизу,}$$

$$K\sigma = |CS - X_{cp}| / (D[X])^{0.5} \text{ при обмеженні зверху,}$$

де **CL**, **CS** – відповідно нижня і верхня границі, узгоджені з замовником продукції, то без сумніву кроком вперед у концепції контролю є визначення коефіцієнта однорідності за значенням допустимої границі параметра, узгодженої з замовником продукції. Але практичному використанні виникають проблеми:

1) для застосування концепції “б $\sigma$ ” необхідні значні масиви даних, одержаних в однакових умовах, що робить неможливим прийняття оперативних рішень в умовах оперативного технологічного контролю;

2) в методології контролю відсутні складові, які дозволили б забезпечити поступове зменшення дисперсії параметра, що

контролюється, що мало би бути головною метою оперативного технологічного контролю в умовах стабільного виробництва.

В [4] запропоновано використання методу контролю виходу технічного параметра за нормативну межу. Технічним інструментом методу є контрольна карта, основана на застосуванні математичного апарату інтервальних статистичних моделей [6]. На такій контрольній карті автоматично фіксується максимальна ймовірність того, що контрольна характеристика (наприклад, пробивна напруга емалі чи інша) вийде за визначену нормативну межу. Відповідно карта позначена  $Pmax$  і вона може бути застосована до будь-якої технічної характеристики, яку доцільно контролювати.

**Ціль і задачі дослідження.** На базі математичного апарату інтервальних статистичних моделей розробити статистичний апарат для автоматичного контролю максимальної ймовірності ( $Pmax$ ) того, що кількість бездефектних контрольних довжин (100 м) на котушці емальдроту вийде за визначену технологічну нормативну межу і перевірити можливість його застосування в умовах виробництва.

**Основний матеріал дослідження.** Характерний вигляд карти  $Pmax$  представлено на рисунку 1-1, на якому відображено контроль в технологічний період, впродовж якого весь виготовлений емальдріт відповідав всім нормативним вимогам. Тобто цей контроль напрямлений на попередження виходу за межі таких вимог. Параметром, що контролюється, в даному разі є кількість  $RO$  бездефектних контрольних довжин (100 м), яка фіксується на сучасних емаль агрегатах в процесі неперервного комп'ютерного моніторингу наявності слабких місць в емальізоляції шляхом випробувань високою напругою на прохід [2].

Для порівняння варіантів поточного автоматичного контролю наявності слабких місць в емальізоляції при випробуваннях високою напругою на прохід на рисунку співставлені результати контролю  $RO$  за трьома статистичними характеристиками:

максимальною ймовірністю того, що кількість бездефектних контрольних довжин (100 м) на котушці емальдроту вийде за визначену нормативну межу,  $Pmax$ ;

відносною кількістю (частотою появи,  $f0$ ) бездефектних контрольних довжин (100 м) на котушці емальдроту;

розмахом значень  $RO$  на двох послідовно виготовлених котушках емальдроту.

Розрахунки виконані після визначення дефектності кожної чергової котушки за простим алгоритмом, де  $Rt$  - технологічна границя,  $M_i$  – середня оцінка за період спостережень,  $M\Delta_i$  – середнє двох останніх вимірювань:  $i \in \{2; \dots; n\}$ ;  $M_i = (\sum RO_i) / i$ ;  $M\Delta_i = (\sum RO_k) / 2$ ;

$$\text{де } k \in \{i-1; i\}; \quad Mmax_i = \sup(RO_{i-1} - M\Delta_i; RO_i - M\Delta_i); \quad \alpha_i = Rt - M_i; \\ Pmax_i = (Mmax_i)^2 / [(Mmax_i)^2 + (\alpha_i)^2].$$

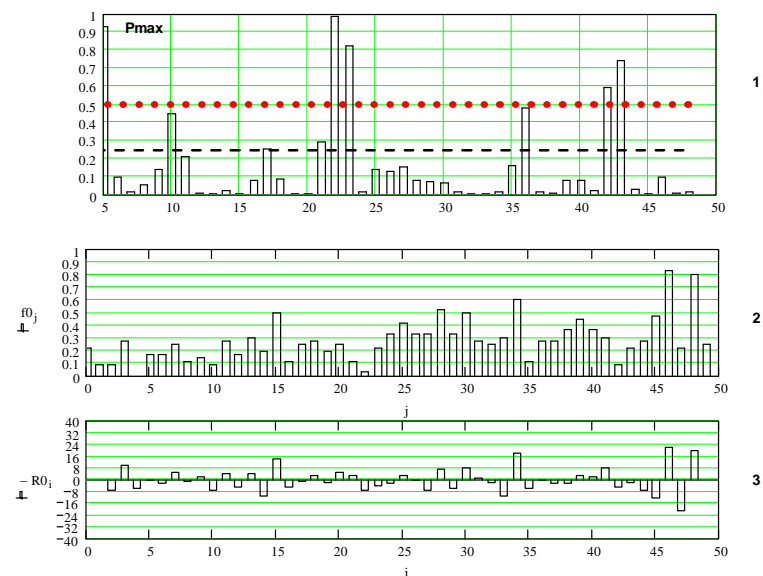


Рис. - До порівняння методів поточного контролю наявності слабких місць в ізоляції при випробуваннях високою напругою на прохід: 1 - максимальна ймовірність того, що кількість бездефектних контрольних довжин (100 м) на котушці вийде за визначену межу,  $Pmax$ ; 2 – відносна кількість (частота  $f0$ ) бездефектних контрольних довжин на котушці; 3 – різниця значень  $RO$  на двох послідовно виготовлених котушках емальдроту; по горизонталі – номери котушок емальдроту в хронологічному порядку виготовлення; на кожній котушці  $(3600 \pm 100)$  м

Порівняння різних методів контролю наявності слабких місць в емальізоляції свідчить про те, що за інформативністю і чутливістю до розсіяння  $Pmax$  є найбільш ефективною. Наприклад, за частотою появи  $f0$  бездефектних контрольних довжин (рис.1-2) найгіршими є котушки № 22 і № 42. Контроль за  $f0$  безпосередньо і оперативно фіксує потрібну технічну характеристику, але має суттєвий недолік, - він ділить всі об'єкти на «білі – чорні» за будь-якої вибраної граничної величини  $f0_{дон}$ . Вибір  $f0_{дон}$  в «білій» зоні для надання контролю функції попередження появи небажаних значень зумовлює необхідність побудови статистичної моделі з використанням: 1) двох, різних по суті, ймовірностей, - ймовірності появи небажаної події і ймовірності того, що перша визначена правильно;

2) фундаментальних уявлень про те, що результати вимірювань належать безкінечно великій кількості таких вимірювань і є взаємно незалежними;

3) нормальної функції розподілу значень вимірюваної характеристики. Жодна з цих вимог не є адекватною задачі і процедури поточного технологічного контролю.

Максимальна ймовірність *P<sub>max</sub>* того, що кількість бездефектних контрольних довжин (100 м) на котушці емальдроту вийде за визначену нормативну межу (рис. 1-1) теж визначає як найгірші котушки № 22 і № 42, у яких ця кількість найменша. Для цих і наступних за ними котушок величина перетинає "червону межу", за якою ймовірність появи небажаної продукції більша за 50 %, що вимагає регулювання технологічного процесу, але без його зупинки і без появи продукції, яка не відповідає технічним вимогам. Важливо те, що контрольна карта *P<sub>max</sub>* є інструментом попередження про загрозу виходу за встановлену межу, тобто призначена запобігати появі виробів поза такою межею. При цьому статистична модель, на якій ґрунтується *P<sub>max</sub>*, по-перше, не вимагає виконання п.п. в) – д), по-друге, є простою і уніфікованою статистичною процедурою, що як і "Six Sigma Methodology" прийнята для будь-яких характеристик.

Застосування методів інтервальної статистики [5, 6] в технологічному контролі має ті переваги, що, по-перше, виключаються будь-які обмеження для самих масивів даних, по-друге, статистичні оцінки є абсолютно надійними. Та найважливішою є можливість уніфікації статистичних процедур для всіх технічних параметрів, які контролюють. А отже ці методи забезпечують створення комплексної системи контролю якості з відкритою архітектурою впродовж всього технологічного ланцюга, тобто з можливістю необмеженого розвитку. Очевидно, що покликані попередити появу невідповідної продукції, ці методи є **економічно вигіднішими** за будь-які методи контролю, напружені на виділення і видалення невідповідної продукції.

**Список літератури:** 1. *Голік О.В.* Исследование дефектности нагревостойких проводов с двойной полиимидной эмальизоляцией при испытаниях высоким напряжением на проход / *О.В. Голік* // Український метрологічний журнал. – Харків, 2009. – Вип. 1. – С. 12 –17. 2. *Чередниченко С.Ю.* Новое эмальоборудование на заводе «Южкабель» / *С.Ю. Чередниченко* // Вестник ХГПУ. – 2000. – Вип. 127 – С. 45–56. 3. *Dave Harrold.* Designing for Six Sigma Capability.-Control Engineering, 1999, January.-Pg.62-70. 4. *Щебенюк Л.А.* Контрольна карта – інструмент контролю якості кабельної продукції / Силові кабелі низької та середньої напруги. Конструювання, технологія, якість: [підруч. для студ. вузів] / *В.П.Карпушенко, Л.А. Щебенюк, Ю.О. Антонець, О.А. Науменко* – Харків.: Region-інформ, 2000. – 376 с. 5. *Mary Walton.* The Deming Management Method. Foreword by W. Edward Deming. New York, NY 10016, Copyright 1986, p.262. 6. *Кузнецов В.П.* Интервальные статистические модели / *Кузнецов В.П.* – М.: Радио и связь, 1991. – 352 с. 7. *Золотарьов В.М.* Системний підхід до управління якістю – фундамент перспективного розвитку підприємства / *В.М. Золотарьов* // Стандартизація, сертифікація, якість. – 2002. – № 1. – С. 57– 61.

*Поступила в редакцію 10.04.2012*

*О. В. ШУТЕНКО*, канд. техн. наук, доц., НТУ «ХПИ»;  
*Д. Н. БАКЛАЙ*, ассистент, НТУ «ХПИ»

## ИССЛЕДОВАНИЕ ЗАКОНОВ РАСПРЕДЕЛЕНИЯ ФИЗИКО-ХИМИЧЕСКИХ ПОКАЗАТЕЛЕЙ ТРАНСФОРМАТОРНЫХ МАСЕЛ

Досліджено закони розподілу шести показників якості трансформаторних масел на основі статистичного аналізу результатів експлуатаційних випробувань. Встановлено, що більшість показників мають розподіл близький до розподілу Вейбулла. Досліджено динаміку змін параметрів законів розподілу показників в залежності від ступеню старіння трансформаторних масел.

Исследованы законы распределения шести показателей качества трансформаторных масел на основе статистического анализа результатов эксплуатационных испытаний. Установлено, что большинство показателей имеют распределение близкое к распределению Вейбулла. Исследована динамика изменений параметров законов распределения показателей в зависимости от степени старения трансформаторных масел.

Investigated the distribution laws of the six indicators of quality of transformer oil based on statistical analysis of the results of operational tests. Found that the majority of indicators have a distribution close to the Weibull distribution. Research on the dynamics of changes in the parameters of the distribution laws of indices, depending on the degree of aging or transformer oil.

**Введение.** Одним из путей повышения эффективности эксплуатационного контроля состояния высоковольтных силовых трансформаторов является переход от планового обслуживания оборудования к обслуживанию по его прогнозируемому техническому состоянию [1]. Такой переход возможен при наличии математических моделей, позволяющих адекватно и достоверно выполнить оценку текущего состояния диагностируемого объекта, а также выполнить прогноз его состояния на ближайший период. В свою очередь получение таких моделей возможно на основе статистического анализа результатов эксплуатационных испытаний состояния изоляции трансформаторов. При этом одной из важнейших задач является исследование законов распределения диагностических параметров. В связи с этим исследование законов распределения показателей трансформаторных масел является актуальной и практически значимой задачей.

**Анализ публикаций.** В настоящее время законы распределения физико-химических показателей трансформаторных масел изучены недостаточно и практически отсутствуют публикации о исследованиях в данной области.

**Цель статьи** – В статье, приведены результаты исследования законов распределения шести показателей трансформаторных масел, полученные

на основе анализа результатов эксплуатационных испытаний.

Метод решения. Для исследования законов распределения физико-химических показателей масел сформирован массив данных, представляющий собой результаты периодических испытаний трансформаторных масел по Донецкой, Луганской, Полтавской, Сумской, Харьковской областям, а также АР Крым. Всего проанализированы результаты наблюдений по 249 трансформаторам напряжением 110 кВ и номинальной мощностью от 6,3 до 63 МВА. Перечень показателей масел и объемы выборочных значений приведены в табл. 1.

Таблица 1 – Перечень показателей качества трансформаторных масел

№ п./п.	Показатель качества масла	Объем выборочных значений	
		Количество рядов	Количество значений
1	Температура вспышки	230	3746
2	Кислотное число	231	3741
3	Пробивное напряжение	231	3723
4	tgδ при 90 °С	60	570
5	Содержание водорастворимых кислот	46	1191
6	Влагосодержание масла	73	1635
Всего		871	14606

Однако данные полученные в результате эксплуатационного контроля являются статистически неоднородными, поскольку трансформаторы эксплуатировались в разных условиях, имели отличия в сортах заливаемого масла, различные значения загрузки и как следствие различные значения рабочей температуры. В результате скорость старения масел, а следовательно и скорость дрейфа их показателей значимо рознятся. Для формирования однородных массивов данных были использованы три статистических критерия:

1. Ранговый критерий Уилкоксона – для проверки статистической гипотезы о схожести законов распределения двух независимых выборок;
2. Z критерий – для проверки статистической гипотезы о равенстве математических ожиданий двух независимых выборок;
3. Критерий Фишера-Снедекора для проверки статистической гипотезы о равенстве дисперсий двух независимых выборок

Две независимые выборки считались однородными если по результатам тестирования статистические гипотезы: о схожести законов распределения двух независимых выборок; о равенстве математических

ожиданий двух независимых выборок; о равенстве дисперсий двух независимых выборок не отвергались при заданном уровне значимости  $\alpha=0,05$ .

В результате выполненного тестирования по каждому из показателей были сформированы несколько подмножеств однородных данных, которые учитывают различия в скорости дрейфа показателей масел, что позволило выполнить оценку законов распределения по каждому из них.

Анализ законов распределения показателей качества трансформаторных масел выполнялся в следующей последовательности:

1. Эмпирические данные ранжировались по возрастанию;
2. Определялись параметры 16 законов распределения, непрерывной случайной величины, по эмпирическим данным, для чего использовались метод моментов и метод максимального правдоподобия [2];
3. Определялся полигон эмпирических частот [3];
4. Рассчитывались теоретические частоты исходя из полученных ранее параметров законов распределения;
5. Выполнялась проверка на схожесть эмпирического и теоретического распределения по двум статистическим критериям:
  - Критерий Пирсона  $\chi^2$ ;
  - Критерий Колмогорова-Смирнова.

Приведенный алгоритм реализован в виде программы «ZR», разработанной на кафедре «Передача электрической энергии» НТУ «ХПИ». Программа позволяет в режиме on-line, выполнить проверку на соответствие 16 законов распределения см. рис. 1.

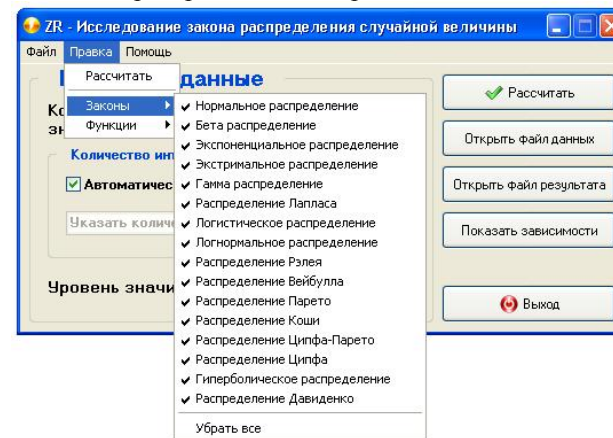


Рис. 1 – Диалоговое окно программы «ZR», для выбора законов распределения

Ниже приведены результаты исследований законов распределения для шести показателей трансформаторных масел.

Распределение кислотного числа трансформаторных масел.

Для анализа законов распределения кислотного числа трансформаторных масел отобрано 4 однородных подмножества, которые имеют наибольший объем выборочных значений и отражают различную степень окисления масел. Объем выборочных значений  $N$ , значения математического ожидания  $M_x$ , дисперсии  $D_x$ , а также коэффициентов асимметрии и эксцесса  $J_a$  и  $J_e$  для данных подмножеств приведены в табл. 2. Как видно из табл. 2 значения математических ожиданий кислотного числа в разных подмножествах значительно отличаются, что свидетельствует о различной степени окисления масел в анализируемых подмножествах. В то же время все 4 подмножества имеют положительную асимметрию, что свидетельствует о том, что «длинная часть» кривой распределения расположена справа от математического ожидания. Положительное значение коэффициента эксцесса говорит о том, что кривая распределения имеет более высокую и «острую» вершину, чем кривая нормального закона.

Таблица 2 – Статистические характеристики однородных подмножеств кислотного числа трансформаторных масел

Массив	$N$	$M_x$	$D_x$	$J_a$	$J_e$
M1	666	0,018138	0,000082	0,880165	4,419631
M2	453	0,035457	0,000244	0,402181	2,531735
M3	498	0,054697	0,000729	0,412774	2,754605
M4	170	0,111588	0,005225	0,523491	2,260562

По результатам анализа выполненного с помощью программы «ZR» удалось установить, что распределение кислотного числа в анализируемых подмножествах можно описать законом распределения Вейбулла, о чем свидетельствуют значения критериев  $\chi^2$  и критерия Колмогорова-Смирнова, которые приведены в табл. 3.

Таблица 3 – Значения параметров закона распределения Вейбулла а также расчетные и критические значения (при  $\alpha=0,05$ ) критериев Пирсона и Колмогорова-Смирнова

Массив	Параметры закона распределения		Значение критерия Пирсона		Значение критерия Колмогорова-Смирнова	
	$\alpha$	$\beta$	$\chi^2_{расч.}$	$\chi^2_{крит.}$	$\lambda_{расч.}$	$\lambda_{крит.}$
M1	0,020488	2,093618	10,874	14,100	0,519	1,360
M2	0,039984	2,407310	16,288	16,900	0,807	1,360
M3	0,061784	2,122303	11,343	12,600	1,0697	1,360
M4	0,124450	1,570938	7,615	11,100	0,647	1,360

Как видно из таблицы 3 для всех четырех массивов кислотного числа, значения критериев Пирсона и Колмогорова-Смирнова не превышают критических точек данных критериев при уровне значимости 0,05, что свидетельствует о том, что нет основания для отвержения гипотезы о приемлемости закона распределения Вейбулла. На рис. 2 приведены гистограмма эмпирического распределения и функция плотности распределения закона Вейбулла для подмножества M1 кислотного числа. Как видно из таблицы 3 по мере увеличения степени окисления масел происходит увеличение параметра масштаба закона распределения. Значения параметра формы изменяются случайным образом. Наглядно изменение плотности законов распределения кислотного числа в зависимости от степени старения трансформаторных масел иллюстрирует рисунок 3.

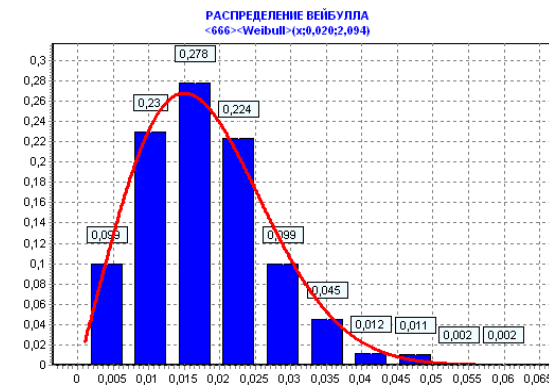


Рис. 2 – Гистограмма эмпирического распределения и функция плотности распределения законов Вейбулла для подмножества кислотного числа масел M1

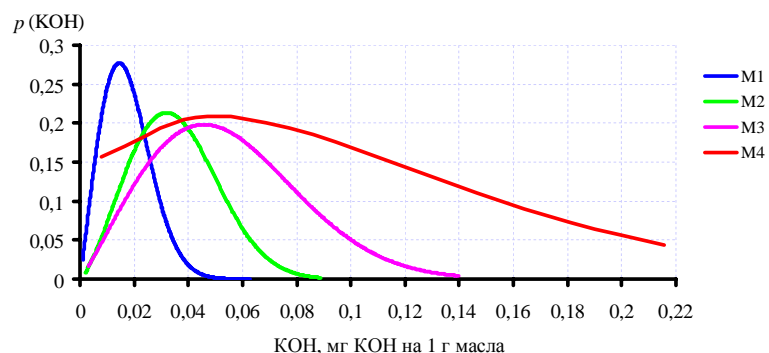


Рис. 3 – Изменение плотности теоретического распределения кислотного числа, в зависимости от степени окисления трансформаторных масел

Распределение содержания в масле водорастворимых кислот.

Оценка распределения содержания в трансформаторном масле водорастворимых кислот выполнялась на основе статистического анализа 3 однородных подмножеств данных. Объем выборочных значений  $N$ , значения математического ожидания  $M_x$ , дисперсии  $D_x$ , а также коэффициентов асимметрии и эксцесса  $J_a$  и  $J_e$  для данных подмножеств приведены в табл. 4. Как видно из таблицы значения математических ожиданий водорастворимых кислот в разных подмножествах значительно отличаются, что свидетельствует о различной степени окисления масел в анализируемых подмножествах. В то же время из 3 подмножеств данных два имеют положительную асимметрию, что свидетельствует о том, что «длинная часть» кривой распределения расположена справа от математического ожидания, а одно отрицательную. Положительное значение коэффициента эксцесса говорит о том, что кривая распределения имеет более высокую и «острую» вершину, чем кривая нормального закона.

Таблица 4 – Статистические характеристики однородных подмножеств содержания в трансформаторном масле водорастворимых кислот

Массив	$N$	$M_x$	$D_x$	$J_a$	$J_e$
M1	123	0,015184	0,000037	0,205494	2,431002
M2	50	0,003718	0,000007	0,678379	2,325283
M3	48	0,001581	0,0000003956	-0,098322	1,884696

По результатам анализа выполненного с помощью программы «ZR» удалось установить, что распределение содержания в трансформаторном масле водорастворимых кислот в анализируемых подмножествах можно описать законом распределения Вейбулла, о чем свидетельствуют значения критериев  $\chi^2$  и критерия Колмогорова-Смирнова, которые приведены в табл. 5.

Таблица 5 – Значения параметров закона распределения Вейбулла а также расчетные и критические значения (при  $\alpha=0,05$ ) критериев Пирсона и Колмогорова-Смирнова

Массив	Параметры закона распределения		Значение критерия Пирсона		Значение критерия Колмогорова-Смирнова	
	$\alpha$	$\beta$	$\chi^2_{расч.}$	$\chi^2_{крит.}$	$\lambda_{расч.}$	$\lambda_{крит.}$
M1	0,017072	2,650779	9,103	14,100	0,649	1,360
M2	0,004071	1,369353	3,589	5,990	0,501	1,360
M3	0,001777	2,684672	2,144	3,840	0,492	1,360

Как видно из таблицы 5 для всех трех массивов водорастворимых кислот значения критериев Пирсона и Колмогорова-Смирнова не превышают критических точек данных критериев при уровне значимости 0,05, что свидетельствует о том, что нет основания для отвержения гипотезы о приемлемости закона распределения Вейбулла. На рисунке 4 приведены гистограмма эмпирических распределений и функция плотности распределения закона Вейбулла для подмножеств водорастворимых кислот M1.

Также как и для кислотного числа по мере увеличения степени окисления масел происходит увеличение параметра масштаба закона распределения для водорастворимых кислот. При этом по мере накопления содержания водорастворимых кислот происходит сдвиг математического ожидания в сторону увеличения, что наглядно иллюстрирует рис. 5.



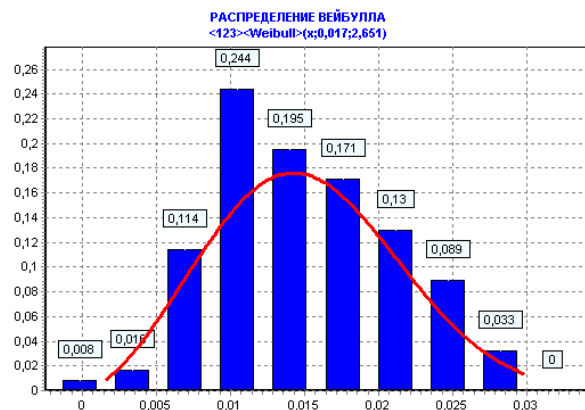


Рис. 4 – Гистограмма эмпирического распределения и функция плотности распределения законов Вейбулла для подмножества водорастворимых кислот М1

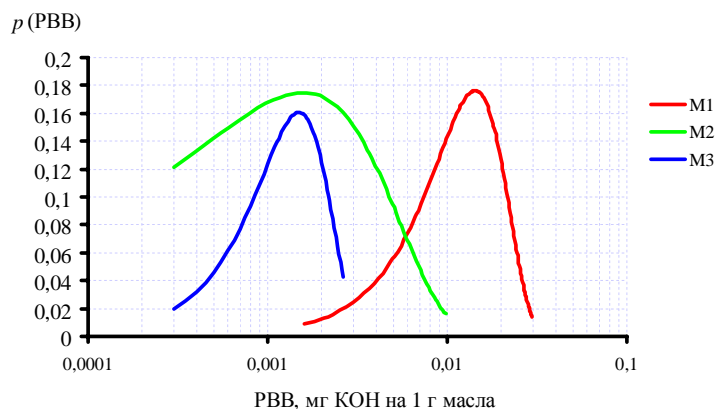


Рис. 5– Изменение плотности теоретического распределения содержания в масле водорастворимых кислот в зависимости от степени окисления трансформаторных масел

#### Распределение тангенса угла диэлектрических потерь трансформаторных масел

Для анализа законов распределения тангенса угла диэлектрических потерь трансформаторных масел, использовались два однородных подмножества данного показателя. Статистические характеристики однородных подмножеств тангенса угла диэлектрических потерь приведены в табл. 6. Как видно из таблицы 6 значения математических

ожиданий тангенса угла диэлектрических потерь трансформаторных масел в разных подмножествах значительно отличаются, что свидетельствует о различной степени окисления масел в анализируемых подмножествах. В то же время все подмножества имеют положительную асимметрию, что свидетельствует о том, что «длинная часть» кривой распределения расположена справа от математического ожидания. Положительное значение коэффициента эксцесса говорит о том, что кривая распределения имеет более высокую и «острую» вершину, чем кривая нормального закона.

Таблица 6 – Статистические характеристики однородных подмножеств тангенса угла диэлектрических потерь трансформаторных масел

Массив	N	$M_x$	$D_x$	$J_a$	$J_e$
M1	205	1,217902	0,922974	1,263386	4,610560
M2	146	0,620959	0,435722	2,692499	13,231072

При определении законов распределения тангенса угла диэлектрических потерь трансформаторных масел возникли объективные сложности, обусловленные тем, что для каждого подмножества данных нашлись как минимум три закона распределения, обеспечивающих минимальные значения критериев согласия. Это экспоненциальный закон распределения, гамма-распределение и распределение Вейбулла. Однако, наименьшие значения критериев согласия для двух подмножеств тангенса угла диэлектрических потерь соответствуют закону распределения Вейбулла. Значения параметров закона распределения Вейбулла и значения критериев  $\chi^2$  и критерия Колмогорова-Смирнова приведены в табл. 7. Гистограмма эмпирического распределения и функция плотности распределения Вейбулла для подмножества тангенса угла диэлектрических потерь масла М1 приведены на рис. 6.

Из таблицы 7 легко увидеть, что по мере старения масла, значения параметров формы и масштаба увеличиваются (от массива М2 к массиву М1). Наглядно это иллюстрирует рис. 7, на котором приведены зависимость плотности теоретического распределения тангенса угла диэлектрических потерь от степени старения трансформаторных масел. Как видно из рисунка по мере старения масел форма закона распределения претерпевает значительные изменения. Наблюдается смещение максимума в право по оси абсцисс.

Массив	Параметры закона распределения	Значение критерия Пирсона	Значение критерия Колмогорова-Смирнова
		17,8	

	$\alpha$	$\beta$	$\chi^2_{\text{расч.}}$	$\chi^2_{\text{крит.}}$	$\lambda_{\text{расч.}}$	$\lambda_{\text{крит.}}$
M1	1,317618	1,285699	4,513	15,500	0,495	1,360
M2	0,619205	0,993450	9,763	12,600	0,758	1,360

Таблица 7 – Значения параметров закона распределения Вейбулла а также расчетные и критические значения (при  $\alpha=0,05$ ) критериев Пирсона и Колмогорова-Смирнова

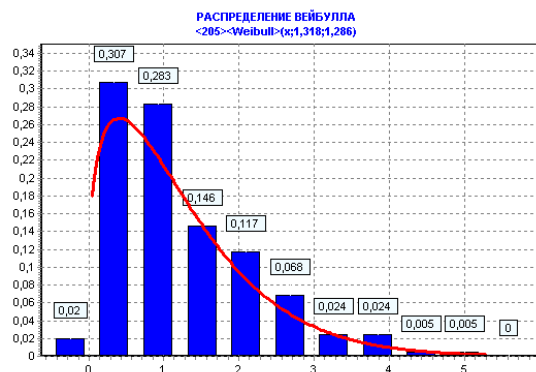


Рис. 6 – Гистограмма эмпирического распределения и функция плотности распределения Вейбулла для подмножества тангенса угла диэлектрических потерь масла M1

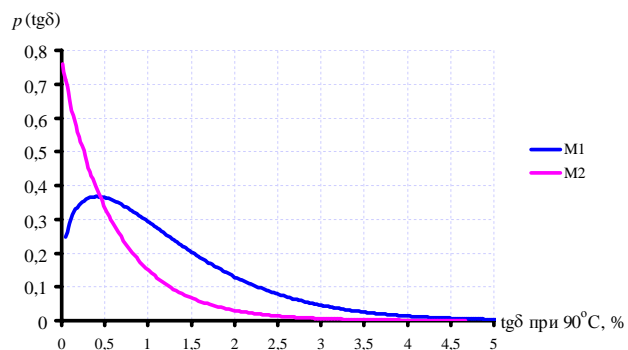


Рис. 7 – Изменение плотности теоретического распределения тангенса угла диэлектрических потерь в зависимости от степени старения трансформаторных масел

Распределение пробивного напряжения трансформаторных масел исследовалось по 4 массивам однородных данных, статистические характеристики которых приведены в таблице 8.

Таблица 8 – Статистические характеристики однородных подмножеств пробивного напряжения трансформаторных масел

Массив	$N$	$M_x$	$D_x$	$J_a$	$J_e$
M1	208	62,624038	217,350576	-0,548405	3,113916
M2	1371	53,499096	136,903665	-0,273460	3,202027
M3	265	46,069434	129,059103	0,096977	2,924840
M4	181	39,325967	171,848221	0,264911	2,330625

Как видно из таблицы 8 по мере снижения математического ожидания пробивного напряжения (т.е. снижения электрической прочности масел) происходит дрейф коэффициента асимметрии с отрицательных значений до положительных. Выполненный с помощью программы «ZR» анализ законов распределения, позволил установить, что значения пробивного напряжения трансформаторного масла из анализируемых массивов подчиняются закону распределения Вейбулла.. Значения параметров закона распределения Вейбулла и значения критериев  $\chi^2$  и критерия Колмогорова-Смирнова приведены в табл. 9.

Таблица 9 – Значения параметров закона распределения Вейбулла а также расчетные и критические значения (при  $\alpha=0,05$ ) критериев Пирсона и Колмогорова-Смирнова

Массив	Параметры закона распределения		Значение критерия Пирсона		Значение критерия Колмогорова-Смирнова	
	$\alpha$	$\beta$	$\chi^2_{\text{расч.}}$	$\chi^2_{\text{крит.}}$	$\lambda_{\text{расч.}}$	$\lambda_{\text{крит.}}$
M1	68,220881	4,831765	13,597	15,500	0,404	1,360
M2	58,001287	5,259604	6,059	7,820	0,398	1,360
M3	50,330851	4,596098	15,389	15,500	0,393	1,360
M4	43,786437	3,282641	9,047	9,490	0,881	1,360

Как видно из таблицы 9 расчетные значения критериев согласия для всех четырех анализируемых массивов данных не превышают критические значения при уровне значимости  $\alpha=0,05$ , и соответствующем значении степеней свободы, что не позволяет отвергнуть гипотезу о приемлемости распределения эмпирических данных пробивного напряжения трансформаторных масел закону распределения Вейбулла. На рисунке 8 приведены гистограмма эмпирического распределения и функция плотности распределения для подмножества пробивного напряжения трансформаторных масел M1.

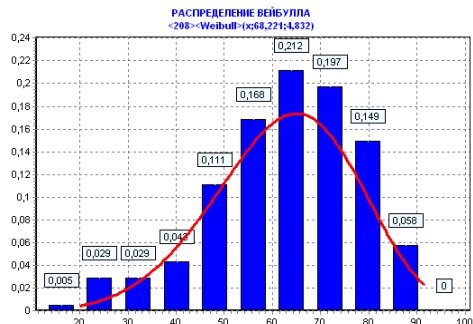


Рис. 8 – Гистограмма эмпирического распределения и функция плотности распределения Вейбулла для подмножества пробивного напряжения масла М1

Зависимость плотности теоретического распределения пробивного напряжения от степени старения трансформаторных масел приведена на рис.9.

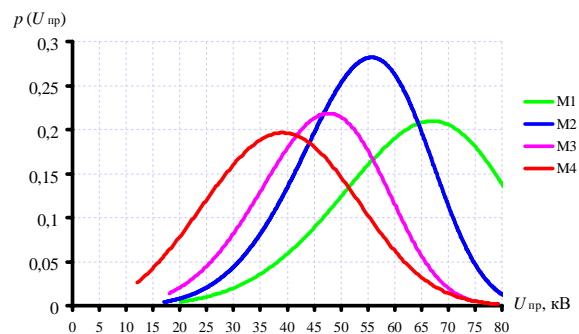


Рис. 9 – Изменение плотности теоретического распределения пробивного напряжения в зависимости от степени старения трансформаторных масел

Как видно из рис. 9 по мере снижения электрической прочности трансформаторных масел происходит изменение формы кривой распределения. Т.е. сдвиг максимального значения по оси абсцисс влево.

#### Распределение влагосодержания трансформаторных масел

Для анализа законов распределения влагосодержания трансформаторных масел, использовались два однородных подмножества данного показателя. Статистические характеристики однородных подмножеств влагосодержания приведены в табл. 10.

Таблица 10 – Статистические характеристики однородных подмножеств влагосодержания трансформаторных масел

Массив	$N$	$M_x$	$D_x$	$J_a$	$J_e$
M1	196	26,963469	146,638716	0,858937	3,600872
M2	64	16,816563	47,341663	1,268321	6,597416

По результатам выполненного анализа удалось установить, что значения влагосодержания трансформаторного масла из анализируемых массивов подчиняются закону распределения Вейбулла. Значения параметров закона распределения Вейбулла и значения критериев  $\chi^2$  и критерия Колмогорова-Смирнова приведены в табл. 11. На рисунке 10 приведены гистограмма эмпирических распределений и функция плотности распределения для подмножеств влагосодержания масел М1. Анализируя данные таблицы 11, легко увидеть, что как и в предыдущих случаях, по мере старения масла, значения параметров формы и масштаба увеличиваются (от массива М2 к массиву М1) см. рис. 11.

Таблица 11 – Значения параметров закона распределения Вейбулла а также расчетные и критические значения (при  $\alpha=0,05$ ) критериев Пирсона и Колмогорова-Смирнова

МАССИВ	Параметры закона распределения		Значение критерия Пирсона		Значение критерия Колмогорова-Смирнова	
	$\alpha$	$\beta$	$\chi^2_{\text{расч.}}$	$\chi^2_{\text{крит.}}$	$\lambda_{\text{расч.}}$	$\lambda_{\text{крит.}}$
M1	30,421905	2,351338	10,031	12,600	0,820	1,360
M2	18,924819	2,582573	10,396	12,600	1,006	1,360

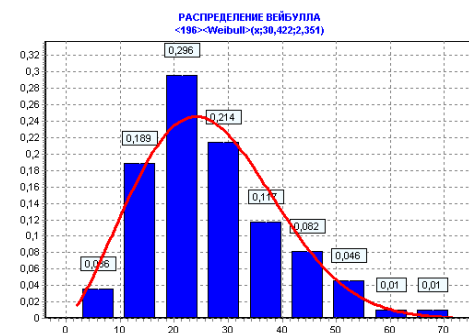


Рис. 10 – Гистограмма эмпирического распределения и функция плотности распределения Вейбулла для подмножества влагосодержания масла М1

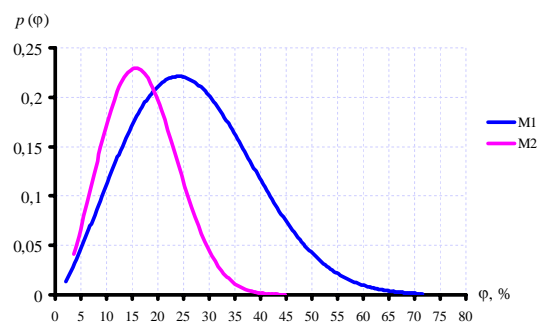


Рис. 11 – Изменение плотности теоретического распределения влагосодержания в зависимости от степени старения трансформаторных масел

Как видно из рисунка по мере старения масел форма закона распределения претерпевает значительные изменения. Наблюдается смещение максимума в право по оси абсцисс.

Распределение температуры вспышки трансформаторных масел

Для исследования закона распределения температуры вспышки трансформаторных масел, использовались пять однородных подмножеств данного показателя. Статистические характеристики однородных подмножеств температуры вспышки масла приведены в табл. 12.

Таблица 12 – Статистические характеристики однородных подмножеств влагосодержания трансформаторных масел

Массив	$N$	$M_x$	$D_x$	$J_a$	$J_e$
М1	123	141,243902	5,355146	-0,175656	4,989500
М2	680	143,422059	7,096866	0,379857	3,021181
М3	137	144,087591	2,182109	-0,232442	2,885301
М4	218	147,642202	4,110513	-0,076044	3,136887
М5	87	150,919540	22,303871	0,214689	2,151951

Как видно из таблицы 12 выборочное значение коэффициентов асимметрии в анализируемых подмножествах данных близко к нулю, что свидетельствует о симметричном характере кривой плотности распределения относительно математического ожидания. По результатам выполненного анализа удалось установить, что значения температуры вспышки трансформаторного масла из анализируемых массивов распределены по закону близкому к нормальному. Значения параметров нормального закона распределения и значения критериев  $\chi^2$  и критерия Колмогорова-Смирнова приведены в табл. 13.

Таблица 13 – Значения параметров Нормального закона распределения а также расчетные и критические значения (при  $\alpha=0,05$ ) критериев Пирсона и Колмогорова-Смирнова

Массив	Параметры закона распределения		Значение критерия Пирсона		Значение критерия Колмогорова-Смирнова	
	$\mu$	$\sigma$	$\chi^2_{\text{расч.}}$	$\chi^2_{\text{крит.}}$	$\lambda_{\text{расч.}}$	$\lambda_{\text{крит.}}$
М1	141,243902	2,323584	7,160	14,100	0,747	1,360
М2	143,422059	2,665955	5,475	7,820	1,150	1,360
М3	144,087591	1,482617	7,166	12,600	0,425	1,360
М4	147,642202	2,032106	7,757	7,820	0,821	1,360
М5	150,919540	4,750076	1,604	9,490	0,374	1,360

Как видно из таблицы 13 расчетные значения критериев согласия для всех четырех анализируемых массивов данных не превышают критические значения при уровне значимости  $\alpha=0,05$ , и соответствующем значении степеней свободы, что не позволяет отвергнуть гипотезу о приемлемости распределения эмпирических данных температуры вспышки трансформаторных масел нормальному закону распределения. На рисунке 12 приведены гистограмма эмпирических распределений и функция плотности распределения для подмножества температуры вспышки масел М1.

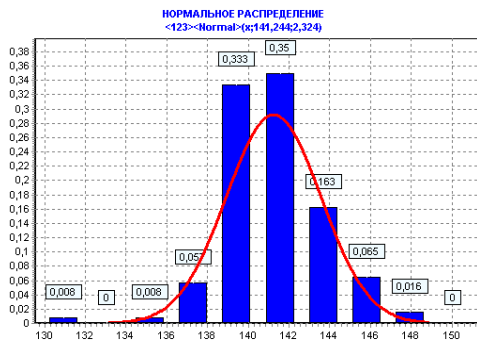


Рис. 12 – Гистограмма эмпирического распределения и функция плотности нормального распределения для подмножества температуры вспышки масла М1

Более наглядно изменение формы кривых эмпирических распределений температуры вспышки в процессе старения трансформаторных масел иллюстрирует рисунок 13. Как видно из приведенных зависимостей по мере снижения температуры вспышки трансформаторных масел (от массива М5 к массиву М1) происходит сдвиг математического ожидания температуры вспышки влево по оси абсцисс.

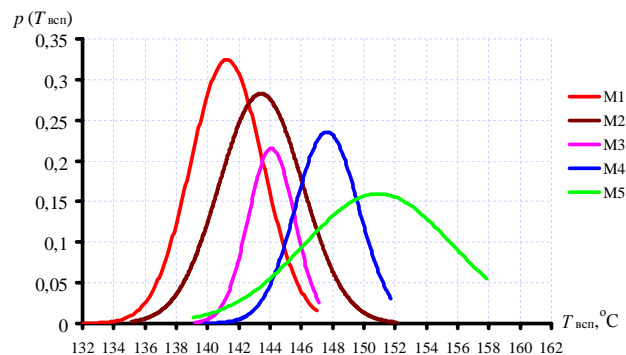


Рис. 13 – Изменение плотности теоретического распределения температуры вспышки в зависимости от степени старения трансформаторных масел

### Выводы

1. В результате выполненных исследований удалось установить, что из 6 проанализированных показателей трансформаторных масел,

только один – температура вспышки имеет распределение близкое к нормальному закону;

2. Близость законов распределения показателей трансформаторного масла к закону распределения Вейбулла свидетельствует о процессах старения трансформаторных масел в ходе длительной эксплуатации;

3. Содержание в масле органических кислот, содержание в масле водорастворимых кислот, пробивное напряжение трансформаторного масла, тангенс угла диэлектрических потерь, а также влагосодержание в масле трансформаторов, длительное время находящихся в эксплуатации имеют законы распределения близкие к закону распределения Вейбулла;

4. Для показателей качества эксплуатационных масел имеющих закон распределения близкий к закону распределения Вейбулла, происходит значимое изменение (или увеличение или уменьшение) параметра масштаба закона распределения. При этом параметр формы меняется случайным образом. Для сильно состаренных масел наблюдается изменение асимметрии распределения, что наглядно иллюстрируют зависимости пробивного напряжения;

5. Для кривых распределения температуры вспышки трансформаторных масел, по мере снижения температуры вспышки происходит сдвиг математического ожидания влево по оси абсцисс.

**Список литературы:** 1. *M. Marketz Maintenance Strategies for Distribution Networks /Marketz M., Polster J., Muhr M. // Proc. 14th International Symposium on High Voltage Engineering, Beijing, 2005. Paper F-55;* 2. *Гмурман В. Е. Теория вероятностей и математическая статистика: учеб. пособие для вузов / В. Е. Гмурман. - М.: Висш. шк., 2003.-479 с.;* 3. *Ермолаев О.Ю. Математическая статистика для психологов: учебник / О.Ю. Ермолаев. - М.: Московский психолого социальный институт Флинта, 2003.-336 с.*

Поступила в редакцию 01.04. 2012

## ЗМІСТ

<b>АРТЮХ С.Ф., ЧЕРВОНЕНКО І.І.</b> Шахтні гідроакумулюючі електростанції з підвищеною ефективністю роботи гідроагрегатів.....	3
<b>АРТЮХ С.Ф., ГРЯВЕЦЬ С.С.</b> Покращення показників якості електроенергії в енергоблоках ГАЕС, які включають гідроагрегати, що працюють з несинхронною частотою обертання.....	10
<b>БЕЗРУЧКО К. В., ДАВИДОВ А. О., СИНЧЕНКО С. В., ШИРИНСКИЙ С. В.</b> Использование схем замещения для математического моделирования разрядных характеристик никель-кадмиевых аккумуляторов.....	17
<b>БОРИСЕНКО А.Н., РЕВУЦКИЙ В.И.</b> Оценка точности воспроизведения квазиоптимального закона управления автономной дизель – электрической станцией.....	29
<b>ВАСИЛЬЄВА О.В., ЩЕБЕНЮК Л.А.</b> Влияние точности измерения толщины образцов пвх-пластиков на дисперсию максимального усилия (maximum tensile force) при одноосном растяжении.....	37
<b>ВЕПРИК Ю.Н.</b> Режимы нейтрали электрических сетей 6-10 кв.....	43
<b>ВОЛКОВ И.В., КАРШЕНОВ Д.П.</b> Математические модели и схемы замещения m-пульсных регулируемых выпрямителей.....	60
<b>ГАПОН Д.А.</b> Быстродействующий метод измерения промышленной частоты по моментам пересечения фиксированных уровней.....	75
<b>ГРИБ О.Г., СЕНДЕРОВИЧ Г.А., ЩЕРБАКОВА П.Г.</b> Оценка влияния несимметрии на проверку подключения контрольно-измерительных комплексов к трехфазной сети.....	80
<b>ГУРИН А.Г., МОСТОВОЙ С.П., ГОНТАРЬ Ю.Г., ЯРМАК О.Н.</b> Скважинный электродинамический излучатель гидроакустических импульсов взрывного типа.....	84
<b>ДОВГАЛЮК О.Н.</b> Моделирование автоматизированной системы учета электрической энергии с контролем показателей качества.....	91
<b>ЗАГАЙНОВА А.А.</b> Использование рандомизированной модели для тестирования результатов профилактического контроля диэлектрических характеристик высоковольтных вводов.....	100
<b>КОЛЧАНОВ Л.А., ВЛАДИМИРОВ Ю.В.</b> Оптимизация компенсации реактивной мощности в системах электроснабжения промпредприятий.....	104

<b>ЛОМОВ С.Г., КОСТЮКОВ И.А., СТЕПАНЕНКО А.А.</b> Исследование влияния сепаратора на энергетические характеристики конденсаторов с двойным электрческим слоем.....	109
<b>МИНЧЕНКО А.А., БЕРЕЗКА С.К.</b> Выбор предельных значений сопротивления заземления опор воздушных линий электропередачи с использованием имитационного моделирования.....	115
<b>НИЖЕВСКИЙ И.В., НИЖЕВСКИЙ В.И.</b> К вопросу расчета собственных и взаимных сопротивлений трех взаимовлияющих заземлителей.....	124
<b>НИЖЕВСКИЙ И.В., НИЖЕВСКИЙ В.И., КИСИЛЕВ Д.Г.</b> Исследование возможности работы воздушной линии электропередачи в грозовой сезон при отсутствии грозозащитных тросов на отдельных ее участках .....	135
<b>САПРЫКА А.В.</b> Пути повышения энергосбережения в осветительном комплексе населенного пункта.....	141
<b>СИРОТИН С.А.</b> Ток, мощность и уравнение пульсаций в трехфазной системе .....	146
<b>ЩЕБЕНЮК Л.А., АНТОНЕЦЬ Т.Ю.</b> Використання економічних розрахункових моделей для прийняття технічного рішення щодо пропускнуої спроможності високовольтних силових кабелів з пластмасовою ізоляцією.....	160
<b>ЩЕБЕНЮК Л.А., АНТОНЕЦЬ Т.Ю.</b> Статистичний апарат забезпечення бездефектності продукції в виробництві емальованих проводів.....	166
<b>ШУТЕНКО О. В., БАКЛАЙ Д. Н.</b> Исследование законов распределения физико-химических показателей трансформаторных масел.....	170

НАУКОВЕ ВИДАННЯ

ВІСНИК  
НАЦІОНАЛЬНОГО ТЕХНІЧНОГО УНІВЕРСИТЕТУ «ХПІ»

Тематичний випуск  
«Енергетика: надійність та енергоефективність»

Збірник наукових праць  
**№ 23'2012**

Науковий редактор  
А.Г. Гурін, д-р техн. наук, проф.

Технічний редактор  
Н.В. Себякіна, І.С. Варшамова

Відповідальний за випуск  
канд. техн. наук І.Б. Обухова

Обл. вид. № 68-12

Підп. до друку 29.05.2012 р. Формат 60x84 1/16 Папір офсетний.  
Riso-друк. Гарнітура Таймс. Ум. друк. арк.7. Наклад 300 прим. 1-й з-д  
1-60. Зам. № . Ціна договірна.

---

Видавничий центр НТУ «ХПІ».

Свідоцтво про державну реєстрацію ДК №116 від 10.07.2000 р.  
61002, Харків, вул. Фрунзе, 21

---

Друкарня НТУ «ХПІ». 61002, Харків, вул. Фрунзе, 21

---